234
1972

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tom 12 (26) Fasc. 1

IANUARIE — IUNIE
1967

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 12 (26) Fasc. 1

IANUARIE—IUNIE
1967

1989

BME KÖZPONTI KÖNYVTÁRA
F
7414
FOLYÓIRAT OSZTÁLY

P 123/1968

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. *Gh. Silaș*, (redactor responsabil), prof. ing. *C. Avram*, membru corespondent al Acad. R.S.R., prof. dr. docent *C. Drăgulescu*, membru al Academiei R.S.R., prof. dr. docent ing. *St. Nădășan*, membru corespondent al Academiei R.S.R., prof. dr. ing. *T. Dordea*, profesor *O. Em. Gheorghiu*, prof. ing. *V. Gheorghiu*, prof. ing. *D. Mateescu*, prof. dr. docent *I. Nanu* și prof. ing. *Al. Rogojan*.

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIȘOARA

Seria II, Tom 12 (26) Fasc. 1 Ianuarie-Iunie 1967

SUMAR:

I. *MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ*

V. MIOC, Despre unele sisteme de ecuații funcționale de tip Pexider 9
N. NEUHAUS, P. N. IZVERCEANU, Tipuri de ecuații diferențiale liniare și omogene în a căror soluții apar funcțiile exponențiale de ordin superior 17
O. SLIMAC, Asupra unor ecuații funcționale de tip Pexider . . 23
GH. SILAȘ, L. BRÎNDEU, A. HEGEDÜS, Mișcări periodice cu ciocniri ale vibratorului liber 27

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, FR. WINTER, LUCIA CICOARE, Reacția bioxidului de zirconiu cu fier metalic la temperaturi ridicate . 37
I. FLOREA, Dozarea spectrofotometrică indirectă a ionilor $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ și $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ cu lactatul de 2-etoxi-6,9-diaminoacridină 43
E. KIMMEL, R. GROPȘIAN, A. COTOȘMAN, Analiza rapidă a unor sisteme ternare cu solubilitate limitată în faza lichidă . . 49
I. NANU, GR. POP, R. BACALOGLU, Cercetări în domeniul copolimerilor acetatului de vinil și diesterii acidului maleic. II. Studiul proprietăților și structurii unor diesteri ai acidului maleic 55
I. PÎRVU, Studiul rafinării avansate a stibiului prin electroliză cu catod vibrat (I). Stabilirea parametrilor optimi la catod în condițiile vibrării acestuia 63
P. TRIBUNESCU, GH. PÎRLEA, Cinetica descompunerii termice a ferocianurilor simple și mixte de argint și taliu . . . 71

NOTE:

ILSE BACALOGLU, I. REICHEL, Contribuții la tehnologia acidului 2-aminofenol-4-sulfonic 77
V. COCHECI, R. TAUBERT, FR. WINTER, E. RETEZAN, Contribuții la procesul de limpezire al apelor de suprafață prin folosirea unui coagulant din zguri de termocentrale . . . 83

III. *ȘTIINȚE TEHNICE*

G. CREȚA, GH. BOZAN, Caracteristicile geometrice și funcționale ale unor ajutaje convergent-divergente. 89
E. DODON, D. BUZULICĂ, Macheta cu comanda după program cifric 105

ȘT. GHEORGHIU, Z. LANCRANGEAN, I. POPOVICI, Influența parametrilor electrici asupra prelucrării și calității suprafeței la ascuțirea electroerozivă anodo-mecanică a oțelurilor de scule OSC 113
AL. NICHICI, I. POPOVICI, ȘT. GHEORGHIU, Contribuție la determinarea interdependenței dintre parametri electrici și tehnologici la rectificarea anodo-mecanică a plăcuțelor de aliaj dur K. 10 123
V. POPOVICI, I. CARTIS, N. DIDU, ANE-MARIE TACHE, Studiul modificărilor structurale în stratul superficial la oțelurile debitate prin electroeroziune 137
GH. SAVII, M. TRUȘCULESCU, L. BAGIU, V. TÎRZIU, GH. TACHE, Studiul legăturii între tratamentul termic superficial, rugozitatea suprafeței și uzură în cazul frecării de rostogolire cu alunecare 147
I. ZĂGĂNESCU, V. HOANCĂ, C. URSU, I. DAVID, Studiul circulației în curbe a locomotivelor Diesel-hidraulice tip B'B' cu boghiuri libere 161
I. BRAȘOVAN, Amplificator de măsură pentru tensiune de frecvență industrială 173
M. BRAȘOVAN, Legătura între cuplul dezvoltat și încălzirea unui motor electric la încărcare variabilă 179
E. POP, Voltmetru cifric pentru tensiuni continue foarte înalte pe baza efectului Pockels 185
D. TEODORESCU, GH. TOACȘE, Studiul unui sistem de reglare a nivelului cu elemente fără contacte mobile 197
A. VASILIEVICI, Studiul fenomenelor tranzitorii în regim evasistaționar la o mașină de inducție trifazată simetrică . 207
M. BĂLĂ, GH. POPA, I. DAVID, A. DUMITRU, Linii de influență ale deplasărilor pentru arce circulare încărcate radial . . 221
V. GHEORGHIU, T. NICOARĂ, Proiectarea golirilor convergent-divergente (tip Venturi) 229
M. PĂUNESCU, G. VELCU, V. HAIDA, Cercetări asupra rezistenței la forfecare a nisipurilor supuse vibrării 245
I. FEIMER, Contribuție la îmbunătățirea construcției variatoarelor cu curea trapezoidală lată fabricate în țară 257
FR. KOVÁCS, O nouă metodă analitică pentru calculul parametrilor cinematici al mecanismelor plane de clasa II-a. Determinarea vitezelor și accelerațiilor 267
FR. KOVÁCS, S. MĂRUȘTERU, D. PERJU, D. UROȘ, Program pentru calculul parametrilor cinematici ai mecanismelor patrulater articulat la calculatorul electronic MECIPT-1 . 279
A. DREUCEAN, GH. PĂULESCU, Cu privire la utilizarea aparatelor pneumatice de joasă presiune la controlul automat activ pe mașini unelte 291

NOTE :

GH. SAVII, P. SULEA, I. MICȘA, AL. ȚIGĂNOIU, Stand pentru încercări la frecare de alunecare 303
N. BUDIȘAN, Cu privire la definiția automaticii 311
I. BABUȚIA, Influența reducerii pierderilor suplimentare asupra carecteristicii mecanice a motoarelor asincrone trifazate . 315
V. POPP. T. CHIU, C. MIHĂESCU, S. ROSA, Ridicarea laviurilor de redief în perspectivă 321

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
Серия II, Том 12 (26) Выпуск 1. январь—июнь 1967.

СОДЕРЖАНИЕ

I. МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА

В. МИОК, О некоторых системах функциональных уравнений типа Пексидер 9
Н. НЕЙХАУС, П. Н. ИЗВЕРЧЯНУ, Типы линейных и однородных дифференциальных уравнений, в решениях которых находятся экспоненциальные функции высшего порядка 17
О. СЛИМАК, О функциональных уравнениях типа Пексидер . . 23
Г. СИЛАШ, Л. БРЫНДЕУ, А ХЕГЕДУШ, Периодические движения с соударениями свободного вибратора 27

II. ХИМИЯ

Д. БЕКЕРЕСКУ, Ф. ВИНТЕР, ЛУЧИЯ ЧИКОАРЕ, Реакция двуокиси циркония с металлическим железом при высоких температурах 37
И. ФЛОРЯ, Спектофотометрическая дозировка ионов $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ и $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ лактатом 2 этокси-6,9-диаминокридина 43
Е. КИММЕЛ, Р. ГРОПШИАНУ, А. КОТОШМАН, Скоростные анализ некоторых систем с ограниченной растворимостью в жидкой фазе 49
И. НАНУ, Г. ПОП, Р. БАКАЛОГЛУ, Сополимеризация винилацитета с диэфирами малеиновой кислоты. II. Свойства и структура некоторых диэфиров малеиновой кислоты 55
И. ПЫРВУ, Исследование процесса повышенного раффинирования сурьмы электролизом с вибрируемым катодом (I). Установление оптимальных факторов на катоде при условиях его вибрации 63
П. ТРИБУНЕСКУ, Г. ПЫРЛЯ, Кинетика термического разложения ферроцианистого серебра и таллия 71

ЗАМЕТКИ

ИЛЬЗЕ БАКАЛОГЛУ, И. РАЙХЕЛЬ, Некоторые вопросы технологии 2-аминофенол-сульфокислоты-4 77
В. КОКЕЧ, Р. ТАУБЕРТ, Ф. ВИНТЕР, Е, РЕТЕЗАН, К процессу осветления поверхностных вод путём использования коагулятора из шлака термоцентралей 83

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

Г. КРЕЦА, Г. БОЗАН, Геометрические и рабочие характеристики некоторых сходящихся — расходящихся сопел 89
Е. ДОДОН, Д. БУЗУЛИКЭ, Модель управляемая по цифровой программе для станков 105

Ш. ГЕОРГИУ, З. ЛАНКРАНЖАН, И. ПОПОВИЧ, Влияние электрических параметров на съем и качество поверхности при электроэрозионной анодномеханической заточке инструментальных сталей OSC 113
А. НИКИЧ, И. ПОПОВИЧ, Ш. ГЕОРГИУ, К определению взаимозависиммости электрических и технологических параметров при анодно-механическом шлифовании пластинок твердого сплава К 10 123
В. ПОПОВИЧ, И. КАРЦИШ, Н. ДИДУ, АНА-МАРИЯ ТАКЕ, Изучение структурных изменений в поверхностном слое сталей разрезанных методом электроэрозии 137
Г. САВИЙ, М. ТРУШКУЛЕСКУ, Л. БАЖИУ, В. ТЫРЗИУ, Г. ТАКЕ, Изучение связи между поверхностной термообработкой, шероховатостью поверхности и износом при трении качения со скольжением 147
И. ЗЭГЭНЕСКУ, В. ХОАНКЭ, К. УРСУ, И. ДАВИД, Изучение вписывания в кривую тепловозов с гидравлической передачей тип B′B′ со свободными тележками 161
И. БРАШОВАН, Измерительный усилитель для напряжения промышленной частоты 173
М. БРАШОВАН, Связь между развиваемым моментом и нагреванием электродвигателя при переменной нагрузке 179
Е. ПОП, Цифровой вольтметр для очень высоких постоянных напряжений, основывающийся на эффекте Покельса 185
Д. ТЕОДОРЕСКУ, Г. ТОАКСЕ, Изучение системы регулировки уровня без контактов 197
А. ВАСИЛЬЕВИЧ, Изучение переходных явлений в квазистационарном режиме индукционной трехфазной симметричной машины 207
М. БЫЛЭ, Г. ПОПА, И. ДАВИД, А. ДУМИТРУ, Линии влияния перемещений для круглых арок с радиальной нагрузкой . . 221
В. ГЕОРГИУ, Т. НИКОАРЭ, Проектирование сходящихся-расходящихся галерей Вентури 229
М. ПЭУНЕСКУ, Г. ВЕЛКУ, В. НАЙДА, Исследование сопротивления сдвигу песков при вибрации 245
И. ФАЙМЕР, К. улучшению конструкции вариаторов с широким клиновым ремнем, фабрикуемых в СРР 257
Ф. КОВАЧ, Новый аналитический метод расчёта кинематических параметров движения плоских механизмов второго класса. Определение скоростей и ускорений 267
Ф. КОВАЧ, С. МАРУШТЕРУ, Д. ПЕРЖУ, Д. УРОШ, Программа для расчета кинематических параметров четырёхзвенных шарнирных механизмов при помощи электронной счётной машины MECIPT-1 279
А. ДРЕУЧАН, Г. ПАУЛЕСКУ, К. использованию пневматических приборов низкого давления при активном автоматическом контроле на станках 291

ЗАМЕТКИ

Г. САВИЙ, П. СУЛЯ, И. МИКША, А. ЦИГЭНОЮ, Стенд для испытаний в области трения со скольжением 303
Н. БУДИШАН, К определению автоматики 311
И. БЭБУЦИА, Влияние уменьшения дополнительных потерь на механическую характеристику трёхфазных ассинхронных двигателей 315
В. ПОПП, Т. КИУ, К. МИХЭЕСКУ, С. РОСА, Перспективное снятие изменений рельефа 321

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMISOARA

II Série, tome 12 (26), Fasciole 1. Janvier-Juin 1967

SOMMAIRE:

I. *MATHÉMATIQUE — PHYSIQUE — MÉCANIQUE*

V. MIOC, Sur quelques systèmes d'équations fonctionnelles de type Pexider 9
N. NEUHAUS, P. N. IZVERCEANU, Typen von Linearen und homogene Differentialgleichungen, ausgedrückt mit Hilfe der Exponentialfuktionen höherer Ordnung 17
O. SLIMAC, Über einige Pexider-Funktionalgleichungen . . . 23
GH. SILAȘ, L. BRÎNDEU, A. HEGEDÜS, Periodische Bewegungen mit Stössen des freien Schwingers 27

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, FR. WINTER, LUCIA CICOARE, Über die Reaktion von ZrO_2 mit Eisen bei hohen Temperaturen . 37
I. FLOREA, Le dosage spectrophotométrique indirecte des ions : $[Fe(NC)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ et $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ avec le lactate de 2-etoxi-6,9-diaminoacridine 43
E. KIMMEL, R. GROPȘIANU, A. COTOȘMAN, Analytische Schnellbestimmung einiger Dresistoffsysteme von begrenzter Löslichkeit in flüssiger Phase 49
I. NANU, GR. POP, R. BACALOGLU, Über Copolymere von Vinylacetat mit Maleinsäureestern. II. Mitteilung. Untersuchung der Sigenschaften und der Struktur einiger Diester der Maleinsäure 55
I. PÎRVU, Étude du raffinage avancé de l'antimoine par électrolyse à cathode vibrée (I). Détermination des paramètres optimus à cathode dans des conditions de vibration de cette dernière 63
P. TRIBUNESCU, GH. PÎRLEA, Die Kinetik der Thermischen Zersetzung der Ferrocyanide des Silbers und Thalliums . 71

NOTES

ILSE BACALOGLU, I. REICHEL, Beiträge zur Technologie der 2-Aminophenol-4-sulfonsäure 77
V. COCHECI, R. TAUBERT, FR. WINTER, E. RETEZAN, Beiträge zur Reinigung von Oberflächenwasser mit Hilfe eines Flockungsmittels aus Thermozentralenschlacke . . . 83

III. *SCIENCES TECHNIQUES*

G. CREȚA, GH. BOZAN, Geometrische und funktionelle Eigenschaften von Konvergent-Divergenten Düsen 89
E. DODON, D. BUZULICĂ, Modell mit numerischer Steuerung für Wékzeugmaschinen 105
für Werkzeugmaschinen 105
ȘT. GHEORGHIU, Z. LANCRANGEAN, I. POPOVICI, Der Einfluss des elektrischen Parameter auf den Werkstoffabtrag und die Oberflächengüte beim Anoden-Mechanischen Elektroerosiv-Schärfen von Werkzeugstählen OSC 113

AL. NICHICI, I. POPOVICI, ŞT. GHEORGHIU, Beitrag zur Bestimmung des Zusammenhanges zwischen den elektrischen Parametern beim Anoden-Mechanischen Schleifen von Plättchen der Hartlegierung K 10 123
V. POPOVICI, I. CARŢIŞ, N. DIDU, ANE-MARIE TACHE, Ein Studium über die Gefügeänderungen in der Oberflächenschicht von durch Elektroerosion bearbeiteten Stählen . 137
GH. SAVII, M. TRUŞCULESCU, L. BAGIU, V. TÎRZIU, GH. TACHE, L'étude sur les liaisons entre le traitement thérmique superficielle, la rugosité de surface et l'usure en cas du frottement de roulement au glissement 147
I. ZĂGĂNESCU, V. HOANCĂ, C. URSU, I. DAVID, Studium des Verhaltens in Kurvenfahrt der Dieselhydraulischen Lokomotiven von Typ B′B′ mit freiem Drehgestell . . . 161
I. BRAŞOVAN, Spannungsmesserverstärker für industriellen Wechselstrom 173
M. BRAŞOVAN, Der Zusammenhang zwischen dem Drehmoment und der Erwärmung der elektrischen Motoren bei veränderlicher Last 179
E. POP. Voltmètre numérique pour de très hautes tensions continues, basé sur l'effet Pockels 185
D. TEODORESCU, GH. TOACŞE, L'etude d'un systeme de reglage asservis de niveaux sans contact 197
A. VASILIEVICI, Das Studium der Übergangvorgänge im Quasistationären Betrieb bei einer symmetrischen Dreiphasen-Induktionsmaschine 207
M. BÎLĂ, GH. POPA, I. DAVID, A. DUMITRU, Les lignes d'influences des déplacements pour les arcs circulaires, chargés radiairement 221
V. GHEORGHIU, T. NICOARĂ, Le projetage des vidages convergents-divergents (du type Venturi) 229
M. PĂUNESCU, G. VELCU, V. HAIDA, Versuche über die Scherfestigkeit des Sandes bei Erschütterungen 245
I. FEIMER, Beitrag zur Verbesserung der inländischen Breitkeilriemen-Verstellgetriebe 257
FR. KOVÁCS, Eine neue Analytische Methode zur Berechnung Kinematischen Parameter der ebenen Gelenkgetrieben, zweiter Klasse. Bestimmung der Geschwindigkeiten und Beschleunigungen 267
FR. KOVÁCS, S. MĂRUŞTERU, D. PERJU, D. UROŞ, Das Programm für errechnung der Kynematischen Parameter der Kurbelschwinge an der Elektrischen Rechenmaschine MECIPT-1 271
A. DREUCEAN, GH. PĂULESCU, Sur l'utilisation des appareils pneumatiques à bases pression dans le contrôle actif sur les machines-outils 291

NOTES

GH. SAVII, P. SULEA, I. MICŞA, AL. ŢIGĂNOIU, Einrichtung für Versuche betreffe Gleitreibung 303
N. BUDIŞAN, Zur Definition der Automate 311
I. BABUŢIA, Der Einfluss der Verminderung von Zusatzverluste auf die mechanische Kennlinie von Dreiphasensynchronmotoren 315
V. POPP, T. CHIU, C. MIHĂESCU S. ROSA, Lever des lavis de reliéf en perspective 321

DESPRE UNELE SISTEME DE ECUAȚII FUNCȚIONALE DE TIP PEXIDER

DE

V. MIOC

1. Fie în S_n real, cu metrică euclidiană, două puncte oarecare $M(\bar{r}=x_1\bar{e}_1+x_2\bar{e}_2+\ldots+x_n\bar{e}_n)$, $M'(\bar{r}'=\sum_1^n x_l\bar{e}_l)$, unde $\bar{e}_l$ sînt versorii n-ortogonali de pe cele n axe de coordonate, puncte ce aparțin domeniului n-dimensional $D_n \subset S_n$, în care domeniu sînt definite 8 funcții reale de punct $F_l(\bar{r})$, $G_l(\bar{r})$, $i=1, 2, 3, 4$ și care funcții verifică următorul sistem de ecuații funcționale :

$$\left.\begin{aligned}
F_1(\bar{r}+\bar{r}') &= F_1(\bar{r})G_1(\bar{r}')+F_2(\bar{r})G_2(\bar{r}')+F_3(\bar{r})G_3(\bar{r}')+F_4(\bar{r})G_4(\bar{r}')+\\
&+F_1(\bar{r}')G_1(\bar{r})+F_2(\bar{r}')G_2(\bar{r})+F_3(\bar{r}')G_3(\bar{r})+F_4(\bar{r}')G_4(\bar{r})+\\
&+2\lambda[F_1(\bar{r})F_1(\bar{r}')+F_2(\bar{r})F_2(\bar{r}')+F_3(\bar{r})F_3(\bar{r}')+F_4(\bar{r})F_4(\bar{r}')]\\
F_2(\bar{r}+\bar{r}') &= F_1(\bar{r})G_2(\bar{r}')+F_2(\bar{r})G_1(\bar{r}')+F_3(\bar{r})G_1(\bar{r}')+F_4(\bar{r})G_3(\bar{r}')+\\
&+F_1(\bar{r}')G_2(\bar{r})+F_2(\bar{r}')G_1(\bar{r})+F_3(\bar{r}')G_4(\bar{r})+F_4(\bar{r}')G_3(\bar{r})+\\
&+2\lambda[F_1(\bar{r})F_2(\bar{r}')+F_2(\bar{r})F_1(\bar{r}')+F_3(\bar{r})F_4(\bar{r}')+F_4(\bar{r})F_3(\bar{r}')]\\
F_3(\bar{r}+\bar{r}') &= F_1(\bar{r})G_3(\bar{r}')+F_2(\bar{r})G_4(\bar{r}')+F_3(\bar{r})G_1(\bar{r}')+F_4(\bar{r})G_2(\bar{r}')+\\
&+F_1(\bar{r}')G_3(\bar{r})+F_2(\bar{r}')G_4(\bar{r})+F_3(\bar{r}')G_1(\bar{r})+F_4(\bar{r}')G_2(\bar{r})+\\
&+2\lambda[F_1(\bar{r})F_3(\bar{r}')+F_2(\bar{r})F_4(\bar{r}')+F_3(\bar{r})F_1(\bar{r}')+F_4(\bar{r})F_2(\bar{r}')]\\
F_4(\bar{r}+\bar{r}') &= F_1(\bar{r})G_4(\bar{r}')+F_2(\bar{r})G_3(\bar{r}')+F_3(\bar{r})G_2(\bar{r}')+F_4(\bar{r})G_1(\bar{r}')+\\
&+F_1(\bar{r}')G_4(\bar{r})+F_2(\bar{r}')G_3(\bar{r})+F_3(\bar{r}')G_2(\bar{r})+F_4(\bar{r}')G_1(\bar{r})+\\
&+2\lambda[F_1(\bar{r})F_4(\bar{r}')+F_2(\bar{r})F_3(\bar{r}')+F_3(\bar{r})F_2(\bar{r}')+F_4(\bar{r})F_1(\bar{r}')]
\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

unde λ este o constantă reală.

În cele ce urmează arătăm cum se găsesc toate familiile de soluții ce compun soluția generală măsurabilă a sistemului de ecuații funcționale (1).

Dacă în sistemul de ecuații funcționale (1) introducem funcțiile :

$$H_i(\bar{r})=G_i(\bar{r})+\lambda F_i(\bar{r}),\quad i=1,2,3,4 \tag{2}$$

$$\left.\begin{aligned} P(\bar{r})&=F_1(\bar{r})+F_2(\bar{r})+F_3(\bar{r})+F_4(\bar{r})\\ Q(\bar{r})&=F_1(\bar{r})-F_2(\bar{r})+F_3(\bar{r})-F_4(\bar{r})\\ R(\bar{r})&=F_1(\bar{r})-F_2(\bar{r})-F_3(\bar{r})+F_4(\bar{r})\\ S(\bar{r})&=F_1(\bar{r})+F_2(\bar{r})-F_3(\bar{r})-F_4(\bar{r}) \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

$$\left.\begin{aligned} K(\bar{r})&=H_1(\bar{r})+H_2(\bar{r})+H_3(\bar{r})+H_4(\bar{r})\\ L(\bar{r})&=H_1(\bar{r})-H_2(\bar{r})+H_3(\bar{r})-H_4(\bar{r})\\ I(\bar{r})&=H_1(\bar{r})-H_2(\bar{r})-H_3(\bar{r})+H_4(\bar{r})\\ J(\bar{r})&=H_1(\bar{r})+H_2(\bar{r})-H_3(\bar{r})-H_4(\bar{r}) \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

sistemul se reduce la forma canonică

$$\left.\begin{aligned} P(\bar{r}+\bar{r}')&=P(\bar{r})K(\bar{r}')+P(\bar{r}')K(\bar{r})\\ Q(\bar{r}+\bar{r}')&=Q(\bar{r})L(\bar{r}')+Q(\bar{r}')L(\bar{r})\\ R(\bar{r}+\bar{r}')&=R(\bar{r})I(\bar{r}')+R(\bar{r}')I(\bar{r})\\ S(\bar{r}+\bar{r}')&=S(\bar{r})J(\bar{r}')+S(\bar{r}')J(\bar{r}) \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

Soluția generală măsurabilă a sistemului de ecuații funcționale (5), se obține după J. Aczél [1], S. Kurapa [2], E. Vincze [3] și se poate scrie

$$\left.\begin{aligned} P(\bar{r})&\equiv 0 & K(\bar{r})&=\text{oarecare}\\ P(\bar{r})&=Ae^{\bar{a}\cdot\bar{r}} & K(\bar{r})&=\tfrac{1}{2}e^{\bar{a}\cdot\bar{r}}\\ P(\bar{r})&=Ae^{\bar{m}\cdot\bar{r}}\sin\bar{a}\cdot\bar{r} & K(\bar{r})&=e^{\bar{m}\cdot\bar{r}}\cos\bar{a}\cdot\bar{r}\\ P(\bar{r})&=Ae^{\bar{m}\cdot\bar{r}}\operatorname{sh}\bar{a}\cdot\bar{r} & K(\bar{r})&=e^{\bar{m}\cdot\bar{r}}\operatorname{ch}\bar{a}\cdot\bar{r}\\ P(\bar{r})&=\bar{a}\cdot\bar{r}e^{\bar{m}\cdot\bar{r}} & K(\bar{r})&=e^{\bar{m}\cdot\bar{r}} \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

$$\left.\begin{aligned} Q(\bar{r})&\equiv 0 & L(\bar{r})&=\text{oarecare}\\ Q(\bar{r})&=Be^{\bar{b}\cdot\bar{r}} & L(\bar{r})&=\tfrac{1}{2}e^{\bar{b}\cdot\bar{r}}\\ Q(\bar{r})&=Be^{\bar{n}\cdot\bar{r}}\sin\bar{b}\cdot\bar{r} & L(\bar{r})&=e^{\bar{n}\cdot\bar{r}}\cos\bar{b}\cdot\bar{r}\\ Q(\bar{r})&=Be^{\bar{n}\cdot\bar{r}}\operatorname{sh}\bar{b}\cdot\bar{r} & L(\bar{r})&=e^{\bar{n}\cdot\bar{r}}\operatorname{ch}\bar{b}\cdot\bar{r}\\ Q(\bar{r})&=\bar{b}\cdot\bar{r}e^{\bar{n}\cdot\bar{r}} & L(\bar{r})&=e^{\bar{n}\cdot\bar{r}} \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

$$\left.\begin{aligned} R(\bar{r})&\equiv 0 & I(\bar{r})&=\text{oarecare}\\ R(\bar{r})&=Ce^{\bar{c}\cdot\bar{r}} & I(\bar{r})&=\tfrac{1}{2}e^{\bar{c}\cdot\bar{r}}\\ R(\bar{r})&=Ce^{\bar{p}\cdot\bar{r}}\sin\bar{c}\cdot\bar{r} & I(\bar{r})&=e^{\bar{p}\cdot\bar{r}}\cos\bar{c}\cdot\bar{r}\\ R(\bar{r})&=Ce^{\bar{p}\cdot\bar{r}}\operatorname{sh}\bar{c}\cdot\bar{r} & I(\bar{r})&=e^{\bar{p}\cdot\bar{r}}\operatorname{ch}\bar{c}\cdot\bar{r}\\ R(\bar{r})&=\bar{c}\cdot\bar{r}e^{\bar{p}\cdot\bar{r}} & I(\bar{r})&=e^{\bar{p}\cdot\bar{r}} \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

$$\left.\begin{array}{ll} S(\bar{r})\equiv 0 & J(\bar{r})=\text{oarecare} \\ S(\bar{r})=De^{\bar{d}\cdot\bar{r}} & J(\bar{r})=\frac{1}{2}e^{\bar{d}\cdot\bar{r}} \\ S(\bar{r})=De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\sin\bar{d}\cdot\bar{r} & J(\bar{r})=De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\cos\bar{d}\cdot\bar{r} \\ S(\bar{r})=De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\,\mathrm{sh}\,\bar{d}\cdot\bar{r} & J(\bar{r})=De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\,\mathrm{ch}\,\bar{d}\cdot\bar{r} \\ S(\bar{r})=\bar{d}\cdot\bar{r}e^{\bar{q}\cdot\bar{r}} & J(\bar{r})=e^{\bar{q}\cdot\bar{r}} \end{array}\right\} \quad (9)$$

În rezultatele (6), (7), (8) și (9) intervin constante arbitrare și vectori constanți oarecari, precum și produse scalare de vectori.

De aici rezultă 625 familii de soluții, care prin (4), (3), (2) ne conduc la 625 familii de soluții pentru funcțiile $F_i(\bar{r})$, $G_i(\bar{r})$, $(i=1, 2, 3, 4)$. Dintre aceste familii de soluții semnalăm mai jos cîteva.

(I) $F_i(\bar{r})=0$ și $G_i(\bar{r})=$ oarecare; $i=1, 2, 3, 4$

(II)
$$\left\{\begin{array}{l} F_1(\bar{r})=F_2(\bar{r})=-F_3(\bar{r})=-F_4(\bar{r})=\frac{1}{4}De^{\bar{d}\cdot\bar{r}} \\ G_1(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})+L(\bar{r})+I(\bar{r})+\frac{1}{2}e^{\bar{d}\cdot\bar{r}}\right]-\frac{\lambda}{4}De^{\bar{d}\cdot\bar{r}} \\ G_2(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})-L(\bar{r})-I(\bar{r})+\frac{1}{2}e^{\bar{d}\cdot\bar{r}}\right]-\frac{\lambda}{4}De^{\bar{d}\cdot\bar{r}} \\ G_3(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})+L(\bar{r})-I(\bar{r})-\frac{1}{2}e^{\bar{d}\cdot\bar{r}}\right]+\frac{\lambda}{4}De^{\bar{d}\cdot\bar{r}} \\ G_4(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})-L(\bar{r})+I(\bar{r})-\frac{1}{2}e^{\bar{d}\cdot\bar{r}}\right]+\frac{\lambda}{4}De^{\bar{d}\cdot\bar{r}} \end{array}\right.$$

$K(\bar{r})$, $L(\bar{r})$, $I(\bar{r})$ sînt funcții arbitrare, $\bar{d}$ vector constant oarecare, iar D și λ constante reale arbitrare.

)
$$\left\{\begin{array}{l} F_1(\bar{r})=F_2(\bar{r})=-F_3(\bar{r})=-F_4(\bar{r})=\frac{1}{4}De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\sin\bar{d}\cdot\bar{r} \\ G_1(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})+L(\bar{r})+I(\bar{r})+De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\right]-\frac{\lambda}{4}De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\sin\bar{d}\cdot\bar{r} \\ G_2(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})-L(\bar{r})-I(\bar{r})+De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\cos\bar{d}\cdot\bar{r}\right]-\frac{\lambda}{4}De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\sin\bar{d}\cdot\bar{r} \\ G_3(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})+L(\bar{r})-I(\bar{r})-De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\cos\bar{d}\cdot\bar{r}\right]+\frac{\lambda}{4}De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\sin\bar{d}\cdot\bar{r} \\ G_4(\bar{r})=\frac{1}{4}\left[K(\bar{r})-L(\bar{r})+I(\bar{r})-De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\cos\bar{d}\cdot\bar{r}\right]+\frac{\lambda}{4}De^{\bar{q}\cdot\bar{r}}\sin\bar{d}\cdot\bar{r} \end{array}\right.$$

$K(\bar{r})$, $L(\bar{r})$, $I(\bar{r})$ sînt funcții arbitrare, $\bar{d}$ și $\bar{q}$ vectori constanți oarecare, iar D și λ constante reale arbitrare.

$$
\text{(IV)}\quad
\begin{cases}
F_1(\bar r)=F_2(\bar r)=-F_3(\bar r)=-F_4(\bar r)=\frac{1}{4}De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{sh}\bar d\cdot\bar r\\
G_1(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)+L(\bar r)+I(\bar r)+De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{ch}\bar d\cdot\bar r]-\frac{\lambda}{4}De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{sh}\bar d\cdot\bar r\\
G_2(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)-L(\bar r)-I(\bar r)+De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{ch}\bar d\cdot\bar r]-\frac{\lambda}{4}De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{sh}\bar d\cdot\bar r\\
G_3(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)+L(\bar r)-I(\bar r)-De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{ch}\bar d\cdot\bar r]+\frac{\lambda}{4}De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{sh}\bar d\cdot\bar r\\
G_4(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)-L(\bar r)+I(\bar r)-De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{ch}\bar d\cdot\bar r]+\frac{\lambda}{4}De^{\bar q\cdot\bar r}\operatorname{sh}\bar d\cdot\bar r
\end{cases}
$$

$K(\bar r)$, $L(\bar r)$, $I(\bar r)$ sînt funcţii arbitrare, $\bar d$ şi $\bar q$ vectori constanţi oarecare, iar D şi λ constante reale arbitrare.

$$
\text{(V)}\quad
\begin{cases}
F_1(\bar r)=F_2(\bar r)=-F_3(\bar r)=-F_4(\bar r)=\frac{1}{4}\bar d\cdot\bar r e^{\bar q\cdot\bar r}\\
G_1(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)+L(\bar r)+I(\bar r)+e^{\bar q\cdot\bar r}]-\frac{\lambda}{4}\bar d\cdot\bar r e^{\bar q\cdot\bar r}\\
G_2(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)-L(\bar r)+e^{\bar q\cdot\bar r}]-\frac{\lambda}{4}\bar d\cdot\bar r e^{\bar q\cdot\bar r}\\
G_3(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)+L(\bar r)-I(\bar r)-e^{\bar q\cdot\bar r}]+\frac{\lambda}{4}\bar d\cdot\bar r e^{\bar q\cdot\bar r}\\
G_4(\bar r)=\frac{1}{4}[K(\bar r)-L(\bar r)+I(\bar r)-e^{\bar q\cdot\bar r}]+\frac{\lambda}{4}\bar d\cdot\bar r e^{\bar q\cdot\bar r}
\end{cases}
$$

$K(\bar r)$, $L(\bar r)$, $I(\bar r)$ sînt funcţii arbitrare, $\bar d$ şi $\bar q$ vectori constanţi oarecare şi λ o constantă arbitrară.

. . . . . .

. . . . . .

. . . . . .

Constatăm că 16 familii de soluţii exprimă funcţiile $G_i(\bar r)$, $i=1, 2, 3, 4$, cu ajutorul a 3 funcţii reale arbitrare. Apoi 96 familii de soluţii exprimă funcţiile $G_i(\bar r)$ cu ajutorul a două funcţii reale arbitrare şi 256 familii de soluţii exprimă funcţiile $G_i(\bar r)$, cu ajutorul unei singure funcţii reale arbitrară, iar restul de familii de soluţii, adică 256 de familii, se exprimă numai cu constante arbitrare reale şi vectori constanţi arbitrari.

Deci 369 familii de soluţii depind de funcţii arbitrare, constante arbitrare şi vectori arbitrari, iar 256 familii de soluţii depind numai de constante arbitrare şi vectori arbitrari. În structura ultimelor familii de soluţii figurează funcţii exponenţiale, funcţii trigonometrice sinus şi cosinus, funcţii hiperbolice sinus hiperbolic şi cosinus hiperbolic, precum şi funcţii liniare de forma produsului scalar $\bar a\cdot\bar r$, $\bar b\cdot\bar r$, etc.

2. Să considerăm în continuare un sistem de ecuații funcționale de tip Pexider, avînd 5 funcții reale de o variabilă reală și numai 3 ecuații funcționale în sistem. Acest sistem conține cele 3 categorii de funcții : sinus și cosinus circular, sinus și cosinus hiperbolic, sinus și cosinus dual, precum și funcția exponențială. Există soluții care depind de două sau o singură funcție arbitrară precum și de constante arbitrare reale.

Sistemul de ecuații funcționale considerat de noi are următoarea formă :

$$\left.\begin{aligned}
3E(x+x') &= E(x)[1+J(x')+K(x')]+E(x')[1+J(x)+K(x)]+\\
&+F(x)[1-K(x')]+F(x')[1-K(x)]+G(x)[J(x')-K(x')]+\\
&+G(x')[J(x')-K(x)]\\
3F(x+x') &= E(x)[2-J(x')-K(x')]+E(x')[2-J(x)-K(x)]+\\
&+F(x)[2+K(x')]+F(x')[2+K(x)]-G(x)[J(x')-K(x')]-\\
&-G(x')[J(x')-K(x)]\\
3G(x+x') &= E(x)[-1+2J(x')-K(x')]+E(x')[-1+2J(x)-K(x)]-\\
&-F(x)[1-K(x')]-F(x')[1-K(x)]+G(x)[2J(x')+K(x')]+\\
&+G(x')[2J(x)+K(x)].
\end{aligned}\right\} \quad (10)$$

Soluția generală (derivabilă, continuă sau măsurabilă) a sistemului (10) se bazează pe soluțiile de același fel a ecuației funcționale a lui Cauchy : $U(x+x')=U(x)+U(x')$, precum și pe soluțiile ecuației funcționale : $T(x+x')=T(x)S(x')+S(x)T(x')$. (Vezi J. Aczél [1], S. Kurepa [2]. Vincze [3], O. E. Gheorghiu și V. Mioc [4], M. Kuczma [5] etc.).

Tipurile de soluții în număr de 25, care compun soluția generală (analitică, derivabilă, continuă sau măsurabilă) a sistemului de ecuații funcționale (10), sînt următoarele :

$$E(x)=Ax,\ F(x)=2Ax,\ G(x)=-Ax,\ J(x)=\text{oarecare},\ K(x)=\text{oarecare}, \quad (11)$$

(aici $A\in R$, constantă reală arbitrară)

$$E(x)=Ax+Be^{mx},\ F(x)=2Ax-Be^{mx},\ G(x)=-Ax-Be^{mx} \quad (12)$$
$$J(x)=\text{oarecare},\ K(x)=\frac{1}{2}e^{mx}$$

(aici A, B, $m\in R$, constante oarecare reale)

$$E(x)=Ax+Be^{px}\sin qx,\ F(x)=2Ax-Be^{px}\sin qx \quad (13)$$
$$G(x)=-Ax-Be^{px}\sin qx,\ J(x)=\text{oarecare},\ K(x)=e^{px}\cos qx$$

(aici A, B, p, $q\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{px}\operatorname{sh} qx,\ F(x)=2Ax-Be^{px}\operatorname{sh} qx \quad (14)$$
$$G(x)=-Ax-Be^{px}\operatorname{sh} qx,\ J(x)=\text{oarecare},\ K(x)=e^{px}\operatorname{ch} qx$$

(aici A, B, p, $q\in R$ constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Bxe^{px},\ F(x)=2Ax-Bxe^{px},\ G(x)=-Ax-Bxe^{px}$$
$$J(x)=\text{oarecare},\ K(x)=e^{px} \tag{15}$$

(aici A, B, $p\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax},\ F(x=2Ax-Be^{ax},\ G(x)=-Ax-2Be^{ax},\ J(x)=\frac{1}{2}e^{ax}$$
$$K(x)=\text{oarecare} \tag{16}$$

(aici A, B, $\alpha\in R$, constante reale oarecare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\sin bx,\ F(x)=2Ax-Be^{ax}\sin bx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\sin bx,\ J(x)=e^{ax}\cos bx,\ K(x)=\text{oarecare} \tag{17}$$

(aici A, B, a, $b\in R$, constante reale oarecare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\,\mathrm{sh}\,bx,\ F(x)=2Ax-Be^{ax}\,\mathrm{sh}\,bx,$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\,\mathrm{sh}\,bx,\ J(x)=e^{ax}\,\mathrm{ch}\,bx,\ K(x)=\text{oarecare} \tag{18}$$

(aici A, B, a, $b\in R$, constante reale oarecare)

$$E(x)=Ax+Bxe^{ax},\ F(x)=2Ax-Bxe^{ax},\ G(x)=Ax+2Bxe^{ax}$$
$$J(x)=e^{ax},\ K(x)=\text{oarecare} \tag{19}$$

(aici A, B, $a\in R$, constante reale oarecare).

$$E(x)=Ax+Be^{ax}+Ce^{mx},\ F(x)=2Ax-Be^{ax}-Ce^{mx}$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}-Ce^{mx},\ J(x)=\frac{1}{2}e^{ax},\ K(x)=\frac{1}{2}e^{mx} \tag{20}$$

(aici A, B, C, α, $m\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}+Ce^{px}\sin qx,\ F(x)=2Ax-Be^{ax}-Ce^{px}\sin qx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}-Ce^{px}\sin qx,\ J(x)=\frac{1}{2}e^{ax},\ K(x)=e^{px}\cos qx \tag{21}$$

(aici A, B, C, α, p, $q\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}+Ce^{px}\,\mathrm{sh}\,qx,\ F(x)=2Ax-Be^{ax}-Ce^{px}\,\mathrm{sh}\,qx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}-Ce^{px}\,\mathrm{sh}\,qx,\ J(x)=\frac{1}{2}e^{ax},\ K(x)=e^{px}\,\mathrm{ch}\,qx \tag{22}$$

(aici A, B, C, α, p, $q\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}+Cxe^{px},\ F(x)=2Ax-Be^{ax}-Cxe^{px}$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}-Cxe^{px},\ J(x)=\frac{1}{2}e^{ax},\ K(x)=e^{px} \tag{23}$$

(aici A, B, C, α, $p\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\sin bx+Ce^{mx},\ F(x)=2Ax-Be^{ax}\sin bx-Ce^{mx}$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\sin bx-Ce^{mx},\ J(x)=e^{ax}\cos bx,\ K(x)=\frac{1}{2}e^{mx} \tag{24}$$

(aici A, B, C, a, b, $m\in R$, constante reale oarecare).

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\sin bx+Ce^{px}\sin qx,\ F(x)=2Ax-Be^{qx}\sin bx-Ce^{px}\sin qx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\sin bx-Ce^{px}\sin qx,\ J(x)=e^{ax}\cos bx,\ K(x)=e^{px}\cos qx \tag{25}$$

(aici A, B, C, a, b, p, $q\in R$, constante arbitrare).

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\sin bx+Ce^{px}\operatorname{sh}qx,\quad F(x)=2Ax-Be^{ax}\sin bx-Ce^{px}\operatorname{sh}qx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\sin bx-Ce^{px}\operatorname{sh}qx,\quad J(x)=e^{ax}\cos bx,\quad K(x)=e^{px}\operatorname{ch}qx$$

(aici $A, B, C, a, b, p, q\in R$, constante reale arbitrare) (26)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\sin bx+Cxe^{px},\quad F(x)=2Ax-Be^{ax}\sin bx-Cxe^{px}$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\sin bx-Cxe^{px},\quad J(x)=e^{ax}\cos bx,\quad K(x)=e^{px} \tag{27}$$

(aici $A, B, C, a, b, p\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\operatorname{sh}bx+Ce^{mx},\quad F(x)=2Ax-Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Ce^{mx}$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Ce^{mx},\quad J(x)=e^{ax}\operatorname{ch}bx,\quad K(x)=\frac{1}{2}e^{mx} \tag{28}$$

(aici $A, B, C, a, b, m\in R$, constante arbitrare reale).

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\operatorname{sh}bx+Ce^{px}\sin qx,\quad F(x)=2Ax-Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Ce^{px}\sin qx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Ce^{px}\sin qx,\quad J(x)=e^{ax}\operatorname{ch}bx,\quad K(x)=e^{px}\cos qx$$

(aici $A, B, C, a, b, p, q\in R$, constante reale arbitrare) (29)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\operatorname{sh}bx+Ce^{px}\operatorname{sh}qx,\quad F(x)=2Ax-Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Ce^{px}\operatorname{sh}qx$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Ce^{px}\operatorname{sh}qx,\quad J(x)=e^{ax}\operatorname{ch}bx,\quad K(x)=e^{px}\operatorname{ch}qx$$

(aici $A, B, C, a, b, p, q\in R$, constante reale arbitrare) (30)

$$E(x)=Ax+Be^{ax}\operatorname{sh}bx+Cxe^{px},\quad F(x)=2Ax-Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Cxe^{px}$$
$$G(x)=-Ax+2Be^{ax}\operatorname{sh}bx-Cxe^{px},\quad J(x)=e^{ax}\operatorname{ch}bx,\quad K(x)=e^{px} \tag{31}$$

(aici $A, B, C, a, b, p\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Bxe^{ax}+Ce^{mx},\quad F(x)=2Ax-Bxe^{ax}-Ce^{mx}$$
$$G(x)=-Ax+2Bxe^{ax}-Ce^{mx},\quad J(x)=e^{ax},\quad K(x)=\frac{1}{2}e^{mx} \tag{32}$$

(aici $A, B, C, a, m\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Bxe^{ax}+Ce^{px}\sin qx,\quad F(x)=2Ax-Bxe^{ax}-Ce^{px}\sin qx$$
$$G(x)=-Ax+2Bxe^{ax}-Ce^{px}\sin qx,\quad J(x)=e^{ax},\quad K(x)=e^{px}\cos qx \tag{33}$$

(aici $A, B, C, a, p, q\in R$, constante reale arbitrare)

$$E(x)=Ax+Bxe^{ax}+Ce^{px}\operatorname{sh}qx,\quad F(x)=2Ax-Bxe^{ax}-Ce^{px}\operatorname{sh}qx$$
$$G(x)=-Ax+2Bxe^{ax}-Ce^{px}\operatorname{sh}qx,\quad J(x)=e^{ax},\quad K(x)=e^{px}\operatorname{ch}qx \tag{34}$$

(aici $A, B, C, a, p, q\in R$, constante reale oarecare)

$$E(x)=Ax+Bxe^{ax}+Cxe^{px},\quad F(x)=2Ax-Bxe^{ax}-Cxe^{px}$$
$$G(x)=-Ax+2Bxe^{ax}-Cxe^{px},\quad J(x)=e^{px},\quad K(x)=e^{px} \tag{35}$$

(aici $A, B, C, a, p\in R$, constante reale oarecare)

Dacă analizăm structura celor 25 de soluții ale sistemului de ecuații funcționale (10), avem de observat următoarele : 1) un singur tip de soluție depinde de două funcții arbitrare și de o constantă reală oarecare (11) ; 2) opt tipuri de soluții depind de o singură funcție arbitrară și de

3 sau 4 constante reale oarecare (12), (13), (14), (15), (16), (17), (18), (19); 3) 16 tipuri de soluţii depind numai de constante arbitrare reale (5, 6 sau 7 constante maximum), (20)—(35).

Metoda folosită pentru soluţionarea sistemului (10) constă în reducerea acestui sistem la sistemul echivalent

$$\left.\begin{aligned} U(x+x')&=U(x)+U(x')\\ V(x+x')&=V(x)\,W(x')+V(x')\,W(x)\\ T(x+x')&=T(x)\,S(x')+T(x')\,S(x)\end{aligned}\right\} \tag{36}$$

prin introducerea funcţiilor ajutătoare

$$U(x)=E(x)+F(x);\quad V(x)=E(x)+G(x);\quad T(x')=E(x')-F(x')-G(x').$$

CATEDRA DE MATEMATICI nr. 2.
INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIŞOARA.

BIBLIOGRAFIE

1. J. Aczél, *Vorlesungen über Funktionalgleichungen und ihre Anwendungen.* Ed. Basel-Stuttgart-Berlin, 1965 § 2.5.3.; § 3.2.; § 3.2.3. şi Bibliografia p. 266—324.
2. S. Kurepa, Monatsh. Math. t. 64, 1960, pag. 321—329.
3. E. Vincze, Matematikai Lapok, XII. Évfolyam 1—2 Számából, 1961, p. 18—31.
4. O. E. Gheorghiu şi V. Mioc, Analele Universităţii Timişoara, Seria Ştiinţe Matem-Fizice, Vol. 1. 1963, p. 175—177.
5. M. Kuczma, Publikacije Fakultata Elektrotehn. Univerzitet u Beogradu, Seria Math. Fizika nr. 130, 1964, p. 1—64.

О НЕКОТОРЫХ СИСТЕМАХ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ТИПА ПЕКСИДЕР

(РЕЗЮМЕ)

Для систем функциональных уравнений типа Пексидер (1) и (10) приводятся общие решения (аналитические, производные, непрерывные или соизмеримые) в строении которых находятся и произвольные функции и действительные произвольные постоянные.

SUR QUELQUES SYSTÈMES D'ÉQUATIONS FONCTIONNELLES DE TYPE PEXIDER

(RÉSUMÉ)

On donne pour les systèmes d'équations fonctionnelles de type Pexider (1) et (10) les types des solutions générales (analytiques, dérivables, continues ou mesurables) dans la structure des quelles les types de solutions intervient aussi des fonctions arbitraires et des constantes arbitraires réelles.

Rezultă că

$$y_{\mu k\nu}(\mu=1, 2, \ldots s; \quad \nu=1, 2, \ldots, \alpha_\mu; \quad k=0, 1, \ldots (n-2)$$

sînt combinații liniar independente a soluțiilor din tabelul (17) și în consecință formează un sistem fundamental de soluții pentru ecuația (6) în cazul cînd această ecuație are o ecuație caracteristică de forma (16).

Soluția generală a ecuației (6) se scrie în acest caz :

$$y=\sum_{\mu=1}^{s}\sum_{\nu=1}^{\alpha_\mu}\sum_{k=0}^{n-2} D_{\mu k\nu} y_{\mu k\nu} \qquad D_{\mu k\nu}=\text{const. arbitrare}$$

sau

$$y=\sum_{\mu=1}^{s}\sum_{\nu=1}^{\alpha_\mu}\sum_{k=0}^{n-2} D_{\mu k\nu} x^{\nu-1} e^{p_\mu x}\left[nE_{n,\,k}(q_\mu x)-\sum_{j=0}^{n-1} E_{n,\,j}(q_\mu x)\right]. \tag{19}$$

În cazul $n=3$, $k=0, 1, 2$ se obține exprimarea cu ajutorul funcțiilor P. Appell dată în 1 ca un caz particular din (19) :

$$y=\sum_{\mu=1}^{s}\sum_{\nu=1}^{\alpha_\mu}\sum_{k=0}^{1} D_{\mu k0} x^{\nu-1} e^{p_\mu x}\left[3E_{3,\,k}(q_\mu x)-\sum_{j=0}^{2} E_{3,\,j}(q_\mu x)\right]=$$

$$=\sum_{\mu=1}^{s}\sum_{\nu=1}^{\alpha_n}\left[D_{\mu 0\nu} x^{\nu-1} e^{p_\mu x}(3E_{3,\,0}-E_{3,\,0}-E_{3,\,1}-E_{3,\,2})+\right.$$

$$\left.+D_{\mu 1\nu} x^{\nu-1} e^{p_\mu x}(3E_{3,\,1}-E_{3,\,0}-E_{3,\,1}-E_{3,\,2})\right]$$

sau notînd

$$D_{\mu 0\nu}=A_{\mu\nu}, \quad D_{\mu 1\nu}=B_{\mu\nu}$$

$$E_{n,\,0}(q_\mu x)=ap(q_\mu x); \quad E_{n,\,1}(q_\mu x)=sp(q_\mu x); \quad E_{n,\,2}(q_\mu x)=cp(q_\mu x)$$

obținem :

$$y=\sum_{\mu=1}^{s}\sum_{\nu=1}^{\alpha_n} x^{\nu-1} e^{p_\mu x}\{A_{\mu\nu}[2ap(q_\mu x)-sp(q_\mu x)-cp(q_\mu x)]+$$

$$+B_{\mu\nu}[2sp(q_\mu x)-cp(q_\mu x)-ap(q_\mu x)]\}.$$

BIBLIOGRAFIE

1. N. Neuhaus, Typen von linearen homogenen Differentialgleichungen in deren Lösung die Funktionen von P. Appell vorkommen. „Matematicki vesnic" vol. IV (19), 1967 Belgrad.
2. G. Gallina, Funcții exponențiale de ordin superior. Institutul regal Lombard de științe și litere. Comunicări, S. II. 66. Milano 1933.
3. O. Em. Gheorghiu, Despre un spațiu cuazi-euclidian. Studii și cercetări științifice. Acad. R.P.R. Baza Timișoara anul II (1955), seria I. nr. 1—4.
4. M. Roșculet, O teorie a funcțiilor de o variabilă hipercomplexă în spațiul cu trei dimensiuni. Studii și cercetări matematice Tomul V, nr. 3—4, 1954, pag. 361—401.

ТИПЫ ЛИНЕЙНЫХ И ОДНОРОДНЫХ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ В РЕШЕНИЯХ КОТОРЫХ НАХОДЯТСЯ ЭКСПОНЕНЦИАЛЬНЫЕ ФУНКЦИИ ВЫСШЕГО ПОРЯДКА

(РЕЗЮМЕ)

Работа содержит общие решения некоторых типов линейных и однородных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами при помощи экспоненциальных функций высшего порядка.

Для $n=3$, $k=0$, 1, 2 получаем частный случай, в котором решения могут быть выражены при помощи функций П. Аппела.

TYPEN VON LINEAREN UND HOMOGENE DIFFERENTIALGLEICHUNGEN, AUSGEDRÜCKT MIT HILFE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Vorliegende Arbeit bringt die allgemeinen Lösungen einiger Typen von linearen und homogene Differentialgleichungen, ausgedrückt mit Hilfe der Exponentialfunktionen höherer Ordnung.

Für $n=3$, $k=0$, 1, 2 erhält man von hier den Sonderfall in welchem die Lösungen mie Hilfe der P. Appel'schen Funktionen ausgedrückt werden können.

ASUPRA UNOR ECUAȚII FUNCȚIONALE DE TIP PEXIDER

DE

O. SLIMAC

1. Fie $f(x)$, $\varphi(x)$, $\psi(x)$ trei funcții reale de o variabilă reală care verifică următoarea ecuație funcțională de tip Pexider :

$$4f(rx)=\frac{4\varphi(px)\psi(qx)-p^nq^nx^{2n}}{p^n\psi(qx)+q^n\varphi(px)}. \tag{1}$$

Pentru soluționarea acestei ecuații funcționale în mulțimea funcțiilor reale măsurabile, de o variabilă reală se folosesc substituțiile :

$$\begin{aligned}\varphi(px)&=G(p^nx^n)=G(u)\\ \psi(qx)&=H(q^nx^n)=H(v)\\ f(rx)&=F(r^nx^n)=F(v)\end{aligned} \tag{2}$$

prin intermediul cărora ecuația funcțională (1) devine :

$$4F(u+v)=(u+v)\frac{4G(u)H(v)-uv}{uH(v)+vG(u)}. \tag{3}$$

Dacă în ecuația funcțională rezultată se introduc funcțiile :

$$\begin{aligned}\Phi(u)&=\frac{2G(u)}{u}\\ \Psi(v)&=\frac{2H(v)}{v}\\ \Gamma(u+v)&=\frac{2F(u+v)}{u+v}\end{aligned} \tag{4}$$

aceasta se reduce la ecuația funcțională de tip Pexider a funcției ctg x :

$$\Gamma(u+v)=\frac{\Phi(u)\Psi(v)-1}{\Phi(u)+\Psi(v)}. \tag{5}$$

Soluția generală măsurabilă a ecuației funcționale (5) este cunoscută, fiind dată de J. Aczél [1], M. Ghermănescu [2], M. Kuczma [3] :

$$\Phi(u)=\operatorname{ctg}(\alpha_0 u+\alpha_1)$$
$$\Psi(v)=\operatorname{ctg}(\alpha_0 v+\alpha_2) \tag{6}$$
$$\Gamma(u+v)=\operatorname{ctg}[\alpha_0(u+v)+\alpha_1+\alpha_2]$$

Revenind prin (4) și (2) la ecuația funcțională (1) putem prezenta soluția acesteia cu ajutorul tabelului următor :

(7)

	$f(x)$	$\varphi(x)$	$\psi(x)$
I	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{ctg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1+\alpha_2)$	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{ctg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1)$	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{ctg}(\alpha_0 x^n+\alpha_2)$
II	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{tg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1+\alpha_2)$	$-\frac{1}{2}x^n \operatorname{ctg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1)$	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{tg}(\alpha_0 x^n+\alpha_2)$
III	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{tg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1+\alpha_2)$	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{tg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1)$	$-\frac{1}{2}x^n \operatorname{ctg}(\alpha_0 x^n+\alpha_2)$
IV	$-\frac{1}{2}x^n \operatorname{ctg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1+\alpha_2)$	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{tg}(\alpha_0 x^n+\alpha_1)$	$\frac{1}{2}x^n \operatorname{tg}(\alpha_0 x^n+\alpha_2)$

cu α_0, α_1, α_2, constante reale arbitrare.

2. Să considerăm ecuația funcțională

$$f(rx)=\frac{1}{r^n}\,\frac{p^n\varphi(px)+q^n\psi(qx)}{1\mp 4p^n q^n\varphi(px)\,\psi(qx)} \tag{8}$$

care este — după cum se va arăta mai jos — transformata ecuației funcționale ce caracterizează funcțiile tg x și th x.

În vederea acestui scop facem substituțiile (2) și obținem :

$$F(u+v)=\frac{1}{u+v}\,\frac{uG(u)+vH(v)}{1\mp 4uvG(u)H(v)}. \tag{9}$$

Această ecuație funcțională poate fi din nou transformată folosind funcțiile :

$$F(u+v)=\frac{\Gamma(u+v)}{2(u+v)};\quad G(u)=\frac{\Phi(u)}{2u};\quad H(v)=\frac{\Psi(v)}{2v}. \tag{10}$$

Obținem astfel cuplul de ecuații funcționale ce generalizează la tipul Pexider ecuațiile funcționale caracteristice funcțiilor tg x și th x :

$$\Gamma(u+v)=\frac{\Phi(u)+\Psi(v)}{1\mp\Phi(u)\Psi(v)}. \tag{11}$$

Soluția generală măsurabilă pentru (11) este :

$$\begin{aligned} \Phi(u) &= \operatorname{tg}(a_0 u + a_1) \\ \Psi(v) &= \operatorname{tg}(a_0 v + a_2) \\ \Gamma(u+v) &= \operatorname{tg}[a_0(u+v) + a_1 + a_2] \end{aligned} \tag{12}$$

$$\begin{aligned} \Phi(u) &= \operatorname{th}(b_0 u + b_1) \\ \Psi(v) &= \operatorname{th}(b_0 v + b_2) \\ \Gamma(u+v) &= \operatorname{th}[b_0(u+v) + b_1 + b_2] \end{aligned} \tag{13}$$

Dacă revenim la ecuația funcțională (8) soluția generală reală și măsurabilă o putem prezenta, de asemenea, cu ajutorul tabelului următor :

(14)

	I	II	III	IV
$f(x)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{tg}(a_0x^n + a_1 + a_2)$	$-\frac{1}{2x^n}\operatorname{tg}(a_0x^n + a_1 + a_1)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{ctg}(a_0x^n + a_1 + a_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{ctg}(a_0x^n + a_1 + a_2)$
$\varphi(x)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{tg}(a_0x^n + a_1)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{ctg}(a_0x^n + a_1)$	$-\frac{1}{2x^n}\operatorname{ctg}(a_0x^n + a_1)$	$-\frac{1}{2x^n}\operatorname{tg}(a_0x^n + a_1)$
$\psi(x)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{tg}(a_0x^n + a_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{ctg}(a_0x^n + a_2)$	$-\frac{1}{2x^n}\operatorname{tg}(a_0x^n + a_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{ctg}(a_0x^n + a_2)$

(15)

	I	II	III	IV
$f(x)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{th}(b_0x^n + b_1 + b_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{th}(b_0x^n + b_1 + b_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{cth}(b_0x^n + b_1 + b_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{cth}(b_0x^n + b_1 + b_2)$
$\varphi(x)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{th}(b_0x^n + b_1)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{cth}(b_0x^n + b_1)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{cth}(b_0x^n + b_1)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{th}(b_0x^n + b_1)$
$\psi(x)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{th}(b_0x^n + b_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{th}(b_0x^n + b_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{cth}(b_0x^n + b_2)$	$\frac{1}{2x^n}\operatorname{cth}(b_0x^n + b_2)$

unde a_0, a_1, a_2 respectiv b_0, b_1, b_2 sînt constante reale arbitrare.

BIBLIOGRAFIE

1. J. Aczél, *Vorlesungen über Functionalgleichungen und ihre Anwendungen*. Basel-Stuttgart, Berlin 1961.
2. M. Ghermănescu, *Ecuații Funcționale*. Ed. Academiei R.P.R. București 1960.
3. O. Em. Gheorghiu, Analele Universității Timișoara. Tom I 1963.
4. M. Kuczma, A survey of the theory of functional equations. Public. Fac. Electr. Univ. à Belgrade, nr. 130 (1964).

О ФУНКЦИОНАЛНЫХ УРАВНЕНИЯХ ТИПА ПЕРСИДЕР

(РЕЗЮМЕ)

Автор приводит решение функциональных уравнений (1) и (8) во множестве действительных соизмеримых функций действительной переменной.

Соответствующие решения (7), (14), (15) выражаются через функции ctg, cth, tg, th и содержат только произвольные постоянные.

ÜBER EINIGE PEXIDER-FUNCTIONALGLEICHUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Verfasser löst die Functionalgleichungen (1) und (8) im Bereich der reelen messbaren Functionen von einer reelen Veränderlichen.

Die entsprechenden Lösungen (7), (14), (15) werden mit den Functionen ctg, cth, tg, th ausgedrükt und enthalten nur beliebige Konstanten.

MIȘCĂRI PERIODICE CU CIOCNIRI ALE VIBRATORULUI LIBER

DE

GH. SILAȘ, L. BRÎNDEU, A. HEGEDÜS

Mecanismele vibropercutante se pot prezenta într-o multiplă diversitate constructivă [1]. Menționăm schemele mai des întîlnite în literatură :

a) Mecanisme vibropercutante cu unul sau mai multe grade de libertate, fără amortizare, avînd masele care se ciocnesc legate elastic între ele [2], [3], [7].

b) Mecanisme vibropercutante avînd una din mase liberă, iar cealaltă prinsă elastic sau rigid [1], [5], [6], [8].

Mecanismele vibropercutante au aplicabilitate practică. În funcționarea lor este important de stabilit condițiile de existență și de stabilitate a unor regimuri de mișcare periodice. Studii în acest sens au fost făcute în lucrările [1], [3], [5], [6], [7], [8].

În această lucrare vom studia condițiile de existență și de stabilitate ale regimurilor periodice de mișcare ale unui vibrator liber care se ciocnește cu o masă suspendată elastic, considerînd și amortizarea vîscoasă.

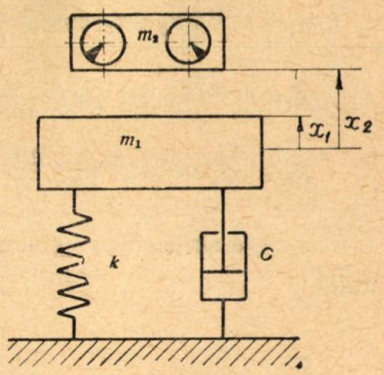


Fig. 1.

1. Sistemul considerat este format din masa m_1 așezată pe un arc vertical cu constanta elastică k, coeficientul de amortizare fiind c și vibratorul de masă m_2 asupra căruia acționează forța perturbatoare $F=F_0\cos(\omega t+\varphi)$ (fig. 1). Vom presupune că ciocnirea celor două mase se face instantaneu cu coeficientul de restituire R, $(0<R<1)$.

Dacă se notează cu x_1 și x_2 abscisele celor două mase măsurate din poziția nedeformată a arcului, ecuațiile diferențiale ale mișcării între două ciocniri consecutive vor fi :

$$m_1\ddot{x}_1+c\dot{x}_1+kx_1=-m_1g \tag{1}$$

și

$$m_2\ddot{x}_2=F_0\cos(\omega t+\varphi)-m_2g \tag{2}$$

Prin integrare se obține :

$$x_1 = e^{-ht}(C_1 \cos pt + C_2 \sin pt) - x_s$$
$$x_2 = -f \cos(\omega t + \varphi) - \frac{gt^2}{2} + C_3 t + C_4$$

unde :

$$h = \frac{c}{2m_1}; \quad x_s = \frac{m_1 g}{k}; \quad f = \frac{F_0}{m_2 \omega^2}; \quad p = \sqrt{\frac{k}{m_1} - h^2}$$

iar C_i $(i = 1, \ldots 4)$ sînt constante de integrare. Presupunem $c \leqslant 2\sqrt{m_1 k}$.

Masele sistemului se ciocnesc cînd $x_1 = x_2$. Vom nota cu x_0 abscisa acestei poziții și vom presupune că ciocnirea are loc la momentul $t = 0$. Vitezele celor două mase în timpul ciocnirii variază de la $\dot{x}_{10}$, $\dot{x}_{20}$ (începutul ciocnirii) la $\dot{x}'_{10}$, $\dot{x}'_{20}$ (sfîrșitul ciocnirii).

Deci condițiile inițiale pentru mișcarea dintre două ciocniri sînt : $t = 0$, $x_1 = x_2 = x_0$; $\dot{x}_1 = \dot{x}'_{10}$, $\dot{x}_2 = \dot{x}'_{20}$. Rezultă :

$$C_1 = x_0 + x_s; \quad C_2 = \frac{1}{p}[\dot{x}'_{10} + h(x_0 + x_s)]$$
$$C_3 = \dot{x}'_{20} - f\omega \sin\varphi; \quad C_4 = x_0 = f\cos\varphi.$$

Astfel putem scrie între două ciocniri consecutive :

$$\begin{aligned}
x_1 &= e^{-ht}\left\{(x_0 + x_s)\cos\eta\omega t + \frac{1}{\omega\eta}\left[\dot{x}'_{10} + h(x_0 + x_s)\right]\sin\eta\omega t\right\} - x_s \\
\dot{x}_1 &= e^{-ht}\left\{\dot{x}'_{10}\cos\eta\omega t - \frac{1}{\omega\eta}\left[h\dot{x}'_{10} + (\eta^2\omega^2 + h^2)(x_0 + x_s)\right]\sin\eta\omega t\right\} \\
x_2 &= -f\cos(\omega t + \varphi) - \frac{gt^2}{2} + (\dot{x}'_{20} - f\omega\sin\varphi)t + x_0 + f\cos\varphi \\
\dot{x}_2 &= f\omega\sin(\omega t + \varphi) - gt + \dot{x}'_{20} - f\omega\sin\varphi
\end{aligned} \tag{3}$$

unde :

$$\eta = \frac{p}{\omega}$$

Ținînd seama de faptul că ciocnirea este instantanee între viteze se pot scrie relațiile cunoscute :

$$\begin{aligned}
\dot{x}'_{10} &= \frac{m - R}{1 + m}\dot{x}_{10} + \frac{1 + R}{1 + m}\dot{x}_{20} \\
\dot{x}'_{20} &= \frac{m(1 + R)}{1 + m}\dot{x}_{10} + \frac{1 - mR}{1 + m}\dot{x}_{20}
\end{aligned} \tag{4}$$

în care $m = \frac{m_1}{m_2}$.

Pentru ca mişcarea să fie periodică, una din condiţii este ca şi forţa F să se repete identic, ceea ce înseamnă că perioada, adică timpul dintre două ciocniri consecutive să fie un multiplu al perioadei forţei, adică $T=\frac{2\pi}{\tilde{\omega}}n$ $(n=1, 2, \dots)$. De asemenea este necesar ca ciocnirile să aibă loc în aceeaşi poziţie, cu aceleaşi viteze. Deci pentru $t=T=\frac{2\pi}{\omega}n$, trebuie să avem $x_1=x_2=x_0$ şi $\dot{x}_1=\dot{x}_{10}$, $\dot{x}_2=\dot{x}_{20}$. Aceste condiţii introduse în ecuaţiile (3) ne dau :

$$
\begin{aligned}
x_0+x_s &= e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\left\{(x_0+x_s)\cos 2\pi n\eta+\frac{1}{\omega\eta}\left[\dot{x}'_{10}+h\,(x_0+x_s)\right]\sin 2\pi n\eta\right\}\\
\dot{x}_{10} &= e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\left\{\dot{x}'_{10}\cos 2\pi n\eta-\frac{1}{\omega\eta}\left[h\dot{x}'_{10}+(\eta^2\omega^2+h^2)\,(x_0+x_s)\right]\sin 2\pi n\eta\right\} \qquad (5)\\
\dot{x}'_{20} &= f\omega\sin\varphi+\frac{\pi ng}{\omega};\quad \dot{x}_{20}=\dot{x}'_{20}-\frac{2\pi ng}{\omega}
\end{aligned}
$$

Din sistemul de ecuaţii (4) şi (5) se pot determina toate necunoscutele x_0, $\dot{x}_{10}$, $\dot{x}_{20}$, φ, $\dot{x}'_{10}$, $\dot{x}'_{20}$.

Considerînd ultima ecuaţie din (4) şi ultima din (5) se obţine :

$$\dot{x}_{20}=\dot{x}_{10}-\frac{2\pi ng}{m\omega}\cdot\frac{1+m}{1+R} \qquad (6)$$

astfel că ecuaţiile (4) devin :

$$
\begin{aligned}
\dot{x}'_{10} &= \dot{x}_{10}-\frac{2\pi ng}{m\omega}\\
\dot{x}'_{20} &= \dot{x}_{10}+\frac{2\pi ng}{m\omega}\cdot\frac{mR-1}{1+R}
\end{aligned} \qquad (7)
$$

Primele două ecuaţii din (5), se scriu :

$$
\begin{aligned}
&\left[1-e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\left(\cos 2\pi n\eta+\frac{h}{\omega\eta}\sin 2\pi n\eta\right)\right](x_0+x_s)-\frac{1}{\omega\eta}e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\sin 2\pi n\eta\cdot\dot{x}_{10}=\\
&\qquad=-\frac{2\pi ng}{m\omega^2\eta}e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\sin 2\pi n\eta\\
&\frac{1}{\omega\eta}e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}(\eta^2\omega^2+h^2)\sin 2\pi n\eta\cdot(x_0+x_s)+\left[1-e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\left(\cos 2\pi n\eta-\right.\right.\\
&\left.\left.-\frac{h}{\omega\eta}\sin 2\pi n\eta\right)\right]\dot{x}_{10}=\frac{2\pi ng}{m\omega}e^{-\frac{2\pi nh}{\omega}}\left(\frac{h}{\omega\eta}\sin 2\pi n\eta-\cos 2\pi n\eta\right)
\end{aligned} \qquad (8)
$$

din care se calculează x_0+x_s şi $\dot{x}_{10}$. Astfel rezultă :

$$x_0+x_s=\frac{\pi ng\sin 2\pi n\eta}{m\omega^2\eta\left(\cos 2\pi n\eta-\operatorname{ch}\frac{2\pi nh}{\omega}\right)};\qquad \dot{x}_{10}=-\frac{\pi ng}{m\omega}(H-1) \qquad (9)$$

unde

$$H=\frac{\frac{h}{\omega\eta}\sin 2\pi n\eta-\operatorname{sh}\frac{2\pi nh}{\omega}}{\cos 2\pi n\eta-\operatorname{ch}\frac{2\pi nh}{\omega}} \tag{10}$$

Din ecuațiile (6) și (7) se pot determina celelalte viteze :

$$\dot{x}'_{10}=-\frac{\pi ng}{m\omega}(H+1);\quad \dot{x}_{20}=-\frac{\pi ng}{m\omega}\left(H+\frac{1+2m-R}{1+R}\right);$$

$$\dot{x}'_{20}=-\frac{\pi ng}{m\omega}\left(H+\frac{1-2mR-R}{1+R}\right). \tag{11}$$

Pentru ca mișcarea periodică să fie complet cunoscută mai trebuie că calculăm faza φ, care determină poziția în momentul ciocnirii față de verticala ascendentă a vectorului forță $\overline{F}_0$. Din ecuația a treia din (5) obținem :

$$\sin\varphi=-\frac{\pi ng}{fm\omega^2}\left[H+\frac{(1-R)(1+m)}{1+R}\right]. \tag{12}$$

Timpul t_0 necesar pentru ca vectorul $\overline{F}_0$ să descrie unghiul φ este dat de ecuația $\varphi=\omega t$.

Mișcarea periodică este posibilă dacă parametrii ce intervin în formula (12) sînt astfel încît $|\sin\varphi|\leqslant 1$.

În particular dacă vibratorul se ciocnește cu o masă m_1 foarte mare în repaus, adică m tinde spre infinit, luînd ca origine poziția masei m_1 ($x_0=0$), rezultă :

$$\dot{x}_{10}=0;\quad \dot{x}'_{10}=0;\quad \dot{x}_{20}=-\frac{2\pi ng}{\omega(1+R)};\qquad \dot{x}'_{20}=\frac{2\pi ngR}{\omega(1+R)}$$

și

$$\sin\varphi=-\frac{\pi ng(1-R)}{f\omega^2(1+R)}$$

iar condiția (13) pentru ca mișcarea periodică să fie posibilă devine

$$n\leqslant\frac{f\omega^2(1+R)}{\pi g(1-R)}.$$

Aceste rezultate au fost stabilite direct în lucrarea [5].

Ca un alt exemplu să presupunem cazul cînd amortizarea este neglijabilă, $h=0$. Rezultă $H=0$. În acest caz, condiția ca mișcarea periodică să fie posibilă este ca numărul întreg și pozitiv n să verifice inegalitatea

$$n\leqslant\frac{fm\omega^2(1+R)}{\pi g(1-R)(1+m)}.$$

Formulele (9) și (11) care determină necunoscutele devin

$$x_0+x_s=-\frac{\pi ng}{m\omega^2\eta}\operatorname{cotg}\pi n\eta;\quad \dot{x}_{10}=\frac{\pi ng}{m\omega}$$

$$\dot{x}'_{10}=-\frac{\pi ng}{m\omega};\quad \dot{x}_{20}=-\frac{1+2m-R}{1+R}\frac{\pi ng}{m\omega};\quad \dot{x}'_{20}=-\frac{1-2mR-R}{1+R}\frac{\pi ng}{m\omega}.$$

În cele ce urmează vom presupune că sînt îndeplinite condițiile (9), (11), (12) de periodicitate a mișcării, iar membrul al doilea al ecuației (12) are modulul subunitar. Vom stabili acum condițiile ca mișcarea periodică să fie și stabilă.

2. Pentru studiul stabilității după prima aproximare a mișcării periodice, vom considera perturbații mici și vom analiza comportarea sistemului. Dacă sistemul revine la mișcarea periodică atunci regimul de mișcare este stabil.

Vom presupune că valorilor x_0, $\dot{x}_{10}$, $\dot{x}_{20}$ și t_0 (sau φ) determinate mai sus pentru mișcarea periodică, li se imprimă la o ciocnire variații mici diferite de zero Δx_0, $\Delta\dot{x}_{10}$, $\Delta\dot{x}_{20}$, Δt_0. Fie Δx_k, $\Delta\dot{x}_{1k}$, $\Delta\dot{x}_{2k}$, Δt_k, variațiile la ciocnirea de ordinul k. Variațiile la ciocnirea următoare vor fi Δx_{k+1}, $\Delta\dot{x}_{1,k+1}$, $\Delta\dot{x}_{2,k+1}$ și Δt_{k+1}. Intervalul de timp între ciocnirile de ordinul k și $k+1$ va fi :

$$\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k$$

Luînd ca origine a timpului $t=0$, momentul cînd are loc ciocnirea de ordinul k, din acest moment legile mișcării sînt determinate de ecuațiile (3). Pentru $t=\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k$ ecuațiile (3) ne dau :

$$x_0+\Delta x_{k+1}=e^{-h\left(\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k\right)}\{(x_0+\Delta x_k+x_s)\cos[2\pi n\eta+\omega\eta(\Delta t_{k+1}-\Delta t_k)]+$$

$$+\frac{1}{\omega\eta}[\dot{x}'_{10}+\Delta\dot{x}'_{1k}+h(x_0+\Delta x_k+x_k)]\sin[2\pi n\eta+\omega\eta(\Delta t_{k+1}-\Delta t_k)]\}-x_s$$

$$\dot{x}_{10}+\Delta\dot{x}_{1,k+1}=e^{-h\left(\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k\right)}\{(\dot{x}'_{10}+\Delta\dot{x}'_{1k})\cos[2\pi n\eta+\omega\eta(\Delta t_{k+1}-\Delta t_k)]-$$

$$-\frac{1}{\omega\eta}[h(\dot{x}_{10}+\Delta\dot{x}'_{1k})+(\omega^2\eta^2+h^2)(x_0+\Delta x_k+x_s)]\sin[2\pi n\eta+\omega\eta(\Delta t_{k+1}-\Delta t_k)]\}$$

$$x_0+\Delta x_{k+1}=-f\cos\omega(t_0+\Delta t_{k+1})-\frac{g}{2}\left(\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k\right)^2+[\dot{x}'_{20}+\Delta\dot{x}'_{2k}-$$

$$-f\omega\sin\omega(t_0+\Delta t_k)]\left(\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k\right)+x_0+\Delta x_k+f\cos\omega(t_0+\Delta t_k)$$

$$\dot{x}_{20}+\Delta\dot{x}_{2,k+1}=f\omega\sin\omega(t_0+\Delta t_{k+1})-g\left(\frac{2\pi n}{\omega}+\Delta t_{k+1}-\Delta t_k\right)+\dot{x}'_{20}+\Delta\dot{x}'_{2k}-$$

$$-f\omega\sin\omega(t_0+\Delta t_k)\qquad(14)$$

unde variațiile $\Delta\dot{x}'_{1k}$ și $\Delta\dot{x}'_{2k}$ se calculează din formulele (4) cu ajutorul variațiilor $\Delta\dot{x}_{1k}$, $\Delta\dot{x}_{2k}$.

Ținînd seama de faptul că variațiile considerate sînt mici, ecuațiile (14) se pot lineariza. Pentru aceasta se înlocuiește $\sin\omega\Delta t$ prin $\omega\Delta t$, $\cos\omega\Delta t$ prin 1, iar $e^{-h\Delta t}$ prin $1-h\Delta t$ și se neglijează termenii care conțin variații începînd cu gradul doi. După efectuarea calculelor termenii finiți se vor reduce în baza relațiilor (5) și se obține următorul sistem linear și omogen în variații :

$$(p+hq)\Delta x_k-\Delta x_{k+1}+(1-a)q\Delta\dot{x}_{1k}+aq\Delta\dot{x}_{2k}-(\dot{x}'_{10}p-sq)(\Delta t_k-\Delta t_{k+1})=0;$$

$$(\omega^2\eta^2+h^2)\,q\Delta x_k+(1-a)(hq-p)\Delta\dot{x}_{1k}+\Delta\dot{x}_{1,k+1}+a(hq-p)\Delta\dot{x}_{2k}+$$

$$+[q(hs-\omega^2\eta^2\dot{x}'_{10})-p(h\dot{x}'_{10}+s)](\Delta t_k-\Delta t_{k+1})=0;$$

$$\Delta x_k-\Delta x_{k+1}+\frac{2\pi n}{\omega}ma\Delta\dot{x}_{1k}+\frac{2\pi n}{\omega}b\Delta\dot{x}_{2k}-\left(\dot{x}_{20}+\frac{2\pi n}{\omega}r\right)\Delta t_k+\dot{x}_{20}\Delta t_{k+1}=0$$

$$ma\Delta\dot{x}_{1k}+b\Delta\dot{x}_{2k}-\Delta\dot{x}_{2,k+1}-(r-g)(\Delta t_k-\Delta t_{k+1})=0 \qquad (15)$$

unde s-a notat :

$$a=\frac{1+R}{1+m};\quad b=\frac{1-mR}{1+m};\quad s=h\dot{x}'_{10}+(h^2+\omega^2\eta^2)(x_0+x_s)$$

$$r=f\omega^2\cos\varphi;\quad p=e^{-\frac{2\pi n}{\omega}h}\cos 2\pi n\eta;\quad q=\frac{1}{\omega\eta}e^{-\frac{2\pi n}{\omega}h}\sin 2\pi n\eta$$

Pentru a rezolva sistemul (15) vom considera soluțiile de forma :

$$\Delta x_k=u\beta^k;\quad \Delta\dot{x}_{1k}=v\beta^k;\quad \Delta\dot{x}_{2k}=w\beta^k;\quad \Delta t_k=\tau\beta^k$$

După înlocuiri se obține sistemul de ecuații lineare și omogene în raport cu u, v, w, τ :

$$(p+hq-\beta)u+(1-a)qv+aqw-(1-\beta)(\dot{x}'_{10}p-sq)\tau=0$$

$$(\omega^2\eta^2+h^2)qu+[(1-a)(hq-p)+\beta]v+a(hq-p)w+$$

$$+(1-\beta)\cdot[q(hs-\omega^2\eta^2\dot{x}'_{10})-p(h\dot{x}'_{10}+s)]\tau=0$$

$$(1-\beta)u+\frac{2\pi n}{\omega}mav+\frac{2\pi n}{\omega}bw-\left(\dot{x}_{20}+\frac{2\pi n}{\omega}r-\beta\dot{x}_{20}\right)\tau=0$$

$$mav+(b-\beta)w-(r-g)(1-\beta)\tau=0 \qquad (16)$$

care pentru a admite soluții nenule trebuie să avem :

$$\begin{vmatrix} p+hq-\beta & (1-a)q & aq & -(1-\beta)(\dot{x}'_{10}p-sq) \\ (\omega^2\eta^2+h^2)q & (1-a)(hq-p)+\beta & a(hq-p) & (1-\beta)[q(hs-\omega^2\eta^2\dot{x}'_{10})-p(h\dot{x}'_{10}+s)] \\ 1-\beta & \frac{2\pi n}{\omega}ma & \frac{2\pi n}{\omega}b & \beta\dot{x}_{20}-\dot{x}_{20}-\frac{2\pi n}{\omega}r \\ 0 & ma & b-\beta & -(r-g)(1-\beta) \end{vmatrix}=0. \qquad (17)$$

Rezolvînd această ecuație în raport cu β se obțin patru rădăcini β_i ($i=1, 2, 3, 4$). Pentru fiecare rădăcină obținem din ecuațiile (16) rapoartele $\lambda_i=\frac{v_i}{u_i}$, $\mu_i=\frac{w_i}{u_i}$, $\nu_i=\frac{\tau_i}{u_i}$, astfel că variațiile devin :

$$\Delta x_k=\sum_{i=1}^{4} u_i\beta_i^k;\ \Delta\dot{x}_{1k}=\sum_{i=1}^{4}\lambda_i u_i\beta_i^k;\ \Delta\dot{x}_{2k}=\sum_{i=1}^{4}\mu_i u_i\beta_i^k;\ \Delta t_k=\sum_{i=1}^{4}\nu_i u_i\beta_i^k.$$

Formulele fiind valabile și pentru variațiile inițiale diferite de zero, ecuațiile

$$\Delta x_0=\sum_{i=1}^{4} u_i;\ \Delta x_{10}=\sum_{i=1}^{4}\lambda_i u_i;\ \Delta\dot{x}_{20}=\sum_{i=1}^{4}\mu_i u_i;\ \Delta t_0=\sum_{i=1}^{4}\nu_i u_i$$

vor determina valorile u_i ($i=1, \ldots, 4$).

Mișcarea sistemului va fi stabilă dacă toate rădăcinile ecuației caracteristice în β (17) vor fi cu modulele subunitare, cînd variațiile tind spre zero.

Ecuația caracteristică este de gradul patru în β, deci de forma :

$$a_0\beta^4+a_1\beta^3+a_2\beta^2+a_3\beta+a_4=0 \qquad (17')$$

iar condițiile necesare ca rădăcinile să fie cu modulele subunitare se scriu aplicînd criteriul Schur [1]. Se mai poate obține condiția ca rădăcinile ecuației (17') să fie subunitare folosind criteriul lui Routh-Hurwitz. Pentru aceasta în ecuația (17') se face schimbarea $\beta=\frac{\gamma+1}{\gamma-1}$. Ecuația obținută în γ trebuie să aibă rădăcinile cu partea reală negativă, deci se poate aplica acestei ecuații criteriul amintit.

3. Ca aplicație vom considera sistemul caracterizat prin următoarele date : $m=2{,}5$; $R=0{,}4$; $h=0$ și $\eta=0{,}5$. Ne propunem să determinăm care sînt condițiile pentru care se realizează o mișcare periodică stabilă cu $n=1$.

Folosind relațiile (9), (11) se obține pentru mișcarea periodică $H=0$, $x_0+x_s=0$, $\dot{x}_{10}=0{,}4\,\mu g$, $\dot{x}'_{10}=-0{,}4\,\mu g$, $\dot{x}_{20}=-1{,}6\,\mu g$, și $\dot{x}'_{20}=0{,}4\,\mu g$ unde $\mu=\frac{\pi}{\omega}$. Pentru $\sin\varphi$ din ecuația (12) obținem $f\omega^2\sin\varphi=-51{,}4$. Deci, ca mișcarea periodică să fie posibilă trebuie să avem $\frac{51{,}4}{f\omega^2}\leqslant 1$. De asemenea rezultă $a=0{,}4$; $b=0$; $s=0$; $p=-1$; $q=0$ iar $r=f\omega^2\cos\varphi=\lambda g$. Coeficienții ecuației caracteristice (17') vor fi : $a_0=5$, $a_1=1+5\lambda$, $a_2=-4{,}2+10\lambda$, $a_3=-2{,}6+5\lambda$, $a_4=0{,}8$.

Aplicînd criteriul lui Schur [1] rezultă că mișcarea periodică este stabilă dacă $0{,}0111<\lambda<0{,}815$ sau $0{,}109<f\omega^2\cos\varphi<7{,}97$ (ms^{-2}). Din rezultatele de mai sus avem $f\omega^2=-\frac{51{,}4}{\sin\varphi}$ astfel că unghiul φ trebuie să îndeplinească condiția $-0{,}155<\operatorname{ctg}\varphi<-0{,}0021$ sau $-88°48'<\varphi<-81°6'$. Pentru a obține unghiul φ care să îndeplinească această condiție, ținînd seama că $\sin\varphi=-\frac{51{,}7}{f\omega^2}$, vom alege convenabil forța F_0 și masa m_2.

4. Să presupunem acum un sistem vibropercutant cu raportul m foarte mare, menținînd toate celelalte date din exemplul precedent. Pentru

acest caz parametrii corespunzători mișcării periodice au fost calculați în paragraful 1. Mai rezultă $a\approx 0$, ; $b\approx -R$; $ma\approx 1+R$. Ecuația caracteristică (17) devine :

$$g\beta^2+[r(1+R)^2-g(1+R^2)]\beta+gR^2=0. \tag{18}$$

Pentru ca rădăcinile acestei ecuații să fie subunitare [1] trebuie să avem :

$$0<r<\frac{2g(1+R^2)}{(1+R)^2} \tag{19}$$

deci

$$-\frac{\pi}{2}<\varphi<-\operatorname{arc\,tg}\frac{\pi n}{2}\cdot\frac{1-R^2}{1+R^2}. \tag{19'}$$

Această condiție poate fi scrisă și în legătură cu valorile posibile ale lui f. Într-adevăr ținînd seama că $r=f\omega^2\cos\varphi$ și că $f\omega^2\sin\varphi=-\frac{\pi ng(1-R)}{1+R}$, rezultă

$$\frac{\pi ng(1-R)}{\omega^2(1+R)}\leqslant f<\frac{g\sqrt{4(1+R^2)^2+\pi^2n^2(1-R^2)^2}}{\omega^2(1+R)^2} \tag{20}$$

Această condiție este echivalentă cu cea obținută în cazul cînd vibratorul cade pe suport fix [5].

Numeric condiția (19) devine $0<r<11{,}6$.

Comparînd cele două cazuri anterioare ($m=2{,}5$ și $m\to\infty$) se constată că în al doilea caz posibilitățile de existență a mișcării periodice stabile sînt mai largi. Intervalul pentru r în cele două cazuri totuși nu diferă prea mult. Calculele pentru cazul $m\to\infty$ sînt mult mai simple.

BIBLIOGRAFIE

1. Корбинский А. Е., *Механизмы с упругими связями. Динамика и устойчивость.* Изд. Наука, Москва 1964 г.
2. Баркан Д. Д., *Виброметод в строительстве.* Госстройиздат, Москва, 1959.
3. Беспалова Л. В., К теории виброударного механизма. Изв. АН СССР, ОТН, 1957 г. № 5.
4. Осмаков С. А., Савинов О. А., О движении вибратора свободно опирающегося на упругий ограничитель, Изв. АН СССР, ОТН, 1960 г. № 3.
5. Быховский И. И., Дорохова А. Д., Зарецкий Л. В., Лукомский С. И., О некоторых периодических движениях и структуре фазово пространства ударно-колебательной системы с постоянной восстановливающей силой, Изв. АН СССР, ОТН, 1964 г. № 2.
6. Peterka F., Periodicke kmitani mechanicke soustavy s vnitrnimi razy., Stroinicky casopis, No. 3, 1965.
7. Silaș Gh., Păunescu M., Groșanu I., Brîndeu L., Contribuții la studiul și proiectarea mașinilor vibropercutante folosite la înfigerea piloților, Bul. Șt. și Tehnic al I.P.T. tom. 7 (22), fasc. 2, 1962.
8. Kuphal K., Über die Beeinflussung von Schwingungen durch einen Stosskörper I, ZAMM, Band. 45, 1965, Heft 2/3.
9. Kuphal K., Über die Beeinflussung von Schwingungen durch einen Stosskörper II, Das Vertikal-System, ZAMM, Band 45, 1965, Heft 6.

ПЕРИОДИЧЕСКИЕ ДВИЖЕНИЯ С СОУДАРЕНИЯМИ СВОБОДНОГО ВИБРАТОРА

(РЕЗЮМЕ)

Рассматривается виброударная система состоящая из свободного вибратора соударющегося с упруго подвешенной, массой, учитывая и вязкое затухание (рис. 1). Устанавливаются, в первую очередь, условия существования режимов периодических движений, включенных в формулы (9), (11), (12). При частных значениях находятся известные случаи.

Исследованием, в первом приближении, устойчивости режима периодического движения, устанавливается характерное уравнение (17). Для того, чтобы движение было устойчивым, необходимо чтобы корни данного уравнения имели модули меньшие единицы, что можно проверить критерием Шура.

PERIODISCHE BEWEGUNGEN MIT STÖSSEN DES FREIEN SCHWINGERS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird ein Rüttelsystem betrachtet welches aus einem freien Schwinger gebildet ist, welcher auf eine elastisch gelagerte Masse stosst. Eine geschwindigkeitsproportionale Dämpfung wird in Betracht gezogen (Abb. 1).

Zuerst werden die Existenzbedingungen periodischer Bewegungen, welche in Gl. (9), (11), (12) enthalten sind, bestimmt. Durch Partikularisierung erhält man bekannte Fälle.

Die Stabilitätsuntersuchungen in erster Näherung der periodischen Bewegungen führen auf die charakteristische Gleichung (17). Damit die Bewegung stabil verläuft, müssen die Wurzeln dieser Gl. kleiner als Eins sein, was mit Hilfe des Schur'schen Kriteriums verifiziert werden kann.

REACȚIA BIOXIDULUI DE ZIRCONIU CU FIER METALIC LA TEMPERATURI RIDICATE *

DE

D. BECHERESCU, FR. WINTER, LUCIA CICOARE

I. INTRODUCERE

Prezenta lucrare a urmărit să elucideze transformările fizico-chimice ce au loc în sistemul ZrO_2—Fe la temperaturi ridicate, mult peste temperatura de topire a ZrO_2 și fierului. Ea face parte dintr-un studiu complex care și-a propus să clarifice posibilitatea desfășurării reacțiilor între metalele feromagnetice Fe, Co, Ni și ZrO_2 în condițiile unor temperaturi foarte înalte, realizată cu ajutorul plasmei.

Plecîndu-se de la considerații termodinamice, interacțiunea dintre ZrO_2 și metalele amintite nu este posibilă la temperaturi care se pot obține în mod normal în cuptoare obișnuite. Acest lucru se datorează valorii energiei libere de formare a ZrO_2 care este mult mai mare decît aceea a oxizilor de Fe, Co și Ni în intervalul temperaturilor studiate pînă în prezent [1], [2].

La 1 500 °C, energia liberă de formare a ZrO_2 este —180 kcal/mol, în timp ce

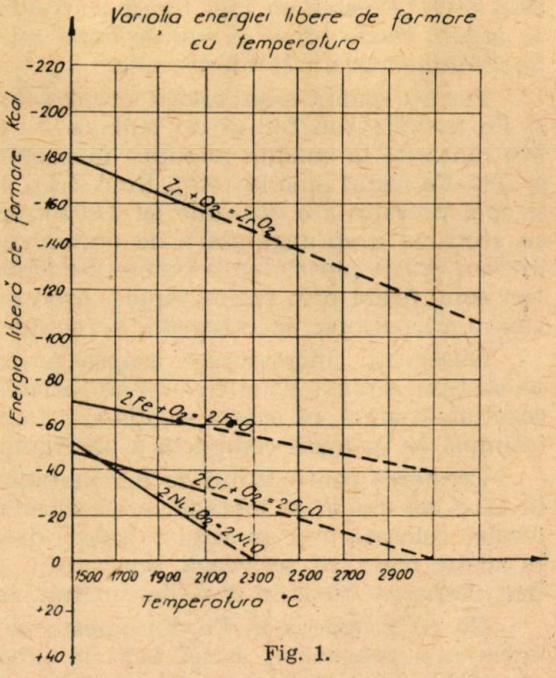


Fig. 1.

* Comunicat la cea de-a III-a Conferință Republicană de Chimie la Timișoara 27—30 iunie 1966.

aceea a FeO, NiO și CoO sînt : 70,50 respectiv 48 kcal/mol. Creșterea temperaturii, atrage după sine (așa cum se poate observa în fig. 1) scăderea energiilor libere de formare pentru toți oxizii amintiți. Această scădere este însă, așa după cum se poate observa din panta dreptelor, diferită. Astfel energia liberă de formare a ZrO_2 descrește mult mai pronunțat, pentru același interval de temperatură, decît aceea a oxizilor FeO și CoO. Dimpotrivă energia liberă de formare a NiO descrește mult mai repede decît aceea a ZrO_2.

Această variație diferită a energiilor libere de formare a oxizilor amintiți permite să se presupună că la temperaturi foarte ridicate, există posibilitatea creerii condițiilor termodinamice posibile ca energia de formare a ZrO_2 să devină mai mare decît aceea a oxizilor FeO și CoO. De aici se poate întrevedea posibilitatea de a reduce în condițiile acestor temperaturi și în atmosferă inertă bioxidul de zirconiu cu fier respectiv cobalt metalic.

II. LUCRĂRI EXPERIMENTALE ȘI DISCUTAREA REZULTATELOR

Pentru studiul reacției ZrO_2 cu Fe metalic s-au luat în considerație probe cu compoziții între 1% Fe pînă la 70% Fe, respectiv 99% pînă la 30% ZrO_2. Acestea au fost topite în condiții neutre într-un jet de plasmă de argon, răcite brusc și supuse după solidificare unui studiu spectrografig, roentgenografic și microscopic.

Pentru studiu s-au folosit drept substanță de bază ZrO_2 monoclinic și Fe metalic sub formă de pulbere — ambele pro analysi. Probele au fost cîntărite la balanța analitică în proporții de : 1, 2, 4, 8, 10, 20, 30, 50 și 70% Fe restul pînă la 100% fiind ZrO_2. Probele au fost bine omogenizate și apoi presate la o presiune de 2 000 kg/cm^2 sub formă de paralelipipede cu secțiune dreptunghiulară de aproximativ 0,25 cm^2. Ele au fost topite într-un jet de plasmă cu o putere instalată de 60 kW. Topitura rezultată a fost solidificată prin răcire rapidă, produsul obținut fiind apoi supus unui studiu microscopic, spectrografic și roentgenografic.

Observații microscopice asupra probelor studiate s-au efectuat atît pe secțiuni subțiri cît și în lumină reflectată. Pentru proporții mici de Fe rezultatele arată, că acesta se află sub forma de granule de oxid repartizat întîmplător în masa compactă a bioxidului de zirconiu.

Creșterea conținutului de fier metalic în probele inițiale duce la mase în care cei doi oxizi metalici a zirconiului și a fierului sînt intim amestecate, colorate ușor în roșu nuanțat, datorită prezenței oxidului de fier. În aceste mase se sesizează separațiuni metalice atribuite excesului de fier, respectiv zirconiu metalic rezultat din reducerea bioxidului.

Cu cît proporția în Fe din amestecul inițial crește, aceste separațiuni devin mai pregnante, astfel încît la proporția inițială de 70% Fe, masa prezintă cele două faze (metal și oxizi) relativ omogen repartizate (fig. 2).

În vederea indentificării componenților din masele rezultate s-au efectuat studii spectrografice, completate cu determinări roentgenografice.

Fig. 2.

Studiul spectrografic s-a efectuat cu ajutorul unui spectrograf K Zeiss Jena UR-10 folosindu-se tehnica pastilelor de KBr (5 mg substanță la 1 g KBr). Rezultatele obținute sînt redate în tabelul 1.

Benzile la 425, 450, 515, 580 și 740 cm^{-1} din spectrul de adsorbție în infraroșu al ZrO_2 pur, supus tratamentului termic descris pun în evidență forma monoclinică a acestuia [3].

Spectrele probelor cu adaos inițial de Fe și supuse tratamentului descris arată următoarele :

Pînă la un conținut de 4% Fe în amestecul inițial formarea unui oxid de fier prin interacțiunea dintre fier și bioxid de zirconiu nu este sesizată cu ajutorul spectrelor de infraroșu.

Începînd de la 4% spectrul indică existența Fe_3O_4. Conținutul acestuia crește pe măsura creșterii proporției de fier în amestecul inițial. Acest oxid devine componentul principal al topiturii solidificate la un conținut inițial de peste 50% de fier activ.

Datele spectroscopice sînt confirmate de rezultatele roentgenografice, care semnalizează existența Fe_3O_4 și la un conținut mai mic de 4% Fe în amestecul inițial.

Analiza roentgenografică nu a identificat în probele studiate prezența Fe_2O_3.

Formarea oxidului feros este sigură și poate fi pusă cu certitudine în evidență la un conținut de peste 50% Fe în amestec inițial cînd prin consumarea ZrO_2 dispare suprapunerea benzilor de la 450 și 500 cm^{-1} comune pentru ZrO_2 și FeO. Pentru existența FeO pledează și banda de la 950 cm^{-1}. Rezultatele roentgenografice nu pot contribui într-o mai mare

Tabelul 1

Benzile de absorbție (cm^{-1}) pentru ZrO_2; FeO; Fe_2O_3; Fe_3O_4 și maselor de ZrO_2+X % Fe după tratament termic.

ZrO_2 monoclinic	425	450			515		580		740									
ZrO_2 cubic			460												1 100		1 180	
FeO		450			512					800	950			1 080				
Fe_2O_3				475		560							1 000			1 120	1 185	1 225
Fe_3O_4							575	630										
1 % Fe	425	450			512		580		740									
2 % Fe	425	450			512		580		740									
4 % Fe	425	450			512		580	615	740									
8 % Fe	430	450			512		578	615	740						1 100		1 180	
10 % Fe	430	450			512		580	615	740						1 100		1 180	
20 % Fe	430	450		475	512		580	615	740						1 100		1 180	
30 % Fe	420	450		475	500		570	620			950				1 100		1 180	
50 % Fe		450		475	500		570	620			950				1 100		1 180	
70 % Fe		450		475	500		575	620			950				1 100			

măsură la elucidarea concluziilor trase din studiul spectrografic deoarece există o suprapunere a franjelor Fe_3O_4 și FeO-ului în roentgenogramele acestora.

Ceea ce privește formarea FeO și Fe_3O_4 ea are loc probabil după următoarea schemă :

$$2Fe + ZrO_2 = 2FeO + Zr \quad (1)$$

Peste 570 °C FeO metastabil se descompune formînd Fe_3O_4 și Fe

$$4FeO \rightleftharpoons Fe_3O_4 + Fe \quad (2)$$

Pînă la consumarea completă a ZrO_2, fierul reacționează în continuare cu ZrO_2, după reacția (1) coexistînd FeO, Fe_3O_4 și ZrO_2 alături de Zr și Fe. Odată cu consumarea bioxidului de zirconiu între FeO și Fe_3O_4 se stabilește un echilibru astfel încît finalmente în amestec coexistă atît Fe_3O_4 cît și FeO.

În privința ZrO_2 spectrele arată că pînă la un conținut inițial de aproximativ 8% Fe, în masele supuse tratamentului termic ZrO_2 apare sub formă monoclinică. La un conținut de peste 8% ZrO_2 apare sub formă cubică stabilizată. Transformarea ZrO_2 monoclinic în ZrO_2 cubic se datorește probabil formării FeO care cristalizează în sistemul cubic și care poate forma cu ZrO_2 cristale mixte acționînd întocmai ca și CaO, CoO, MgO și alți oxizi stabilizatori pentru ZrO_2 [4].

CONCLUZII

Studiile efectuate asupra sistemului ZrO_2—Fe arată că la temperaturi ridicate ZrO_2 reacționează cu fierul metalic. Din această reacție realizată în atmosferă inertă rezultă FeO și Zr metalic. FeO fiind metastabil se transformă în Fe_3O_4 și Fe metalic. Acesta din urmă poate să reacționeze în continuare cu ZrO_2 pînă la completa lui consumare. Ținînd seama de condițiile particulare în care se petrec reacțiile și anume timpul foarte scurt în care masele se află în jetul de plasmă, reacția nu poate decurge cantitativ. Finalmente sistemul este format de aceea din Fe_3O_4, Zr, FeO, Fe, ZrO_2. Oxidul feros se formează în reacția dintre ZrO_2 și Fe acționează ca stabilizator asupra formei cubice a ZrO_2.

BIBLIOGRAFIE

1. G. W. Samsonov, D. Cismaicov, Metode metalotermice în chimie și metalurgie. Uspehi himii Tom. XXV (1956) p. 1223 Izdatelstvo Acad. Nauk SSSR.
2. F. D. Richardson, H. I. Jeffes, I. Iron and Steel Inst. 160 (1948) p. 261.
3. Neil T. Mc Devitt and William L. Baun, Infrared Absorbtion Spectroscopy in Zirconia Research I. Am. Ceram. Soc. 47, 12 (1964) p. 622.
4. E. Ryshkewitch, Oxide Ceramics Physical Chemistry and Technology. Academic Press. New-York and London 1960.

РЕАКЦИЯ ДВУОКИСИ ЦИРКОНИЯ С МЕТАЛЛИЧЕСКИМ ЖЕЛЕЗОМ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

(РЕЗЮМЕ)

В настоящией работе авторы исследовали физико-химические изменения имеющие место в массах системы ZrO_2—Fe расплавляемых в плазменом потоке аргона и резко охлаждаемых. Данные исследования показали что при повышенных температурах ZrO_2 реагирует с металлическим железом. Из данной реакции произведенной в инертной атмосфере — результирует FeO и металлический Zr FeO будучи метастабильным, переходит в Fe_3O_4 и Fe, последний продолжая реагировать с ZrO_2 до полного его потребления. При начальном содержании железа более 8% веса и в условиях прерванного равновесия FeO образующийся в реакции между ZrO_2 и металлическим желевом, действует в качестве стабилизатора на кубическую форму нереогированной двуокиси циркония. Совокупность проведенных исследований доказала возможность, в условиях плазменного потока аргона, реакции востановления двуокиси циркония с металлическим железом.

ÜBER DIE REAKTION VON ZrO_2 MIT EISEN BEI HOHEN TEMPERATUREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit umfasst eine Untersuchung der physikalchemischen Umwandlungen die Massen des Systemes ZrO_2—Fe erleiden, wenn solche in einem Argon-Plasmastrahl geschmolzen und rasch abgekühlt werden. Die Untersuchungen zeigten, dass das ZrO_2 bei hoher Temperatur mit Eisen reagiert. Bei der Reaktion-welche in inerter Atmosphäre stattfandbildeten sich FeO und metallisches Zirkonium. Da das FeO metastabil ist, geht es in Fe_3O_4 und Fe über, wobei letzteres weiter mit dem ZrO_2 — bis zu dessen vollständigem Verbrauch — reagieren kann. Bei einem Ausgangsgehalt von mehr als 8 Gewichtsprozenten Eisen, hat das entstandene FeO, im Falle eines unterbrochenen Gleichgewichtes, eine stabilisierende Wirkung auf die kubische Form von ZrO_2. Die Gesamtheit der Untersuchungen zeigte, dass unter den Bedingungen eines Argon-Plasmastrahles, die Reduktion von ZrO_2 mit Eisen möglich ist.

DOZAREA SPECTROFOTOMETRICĂ INDIRECTĂ A IONILOR $[Fe(CN_6)]^{4-}$, $[Fe(CN_6)]^{3-}$ ȘI $[Fe(CN_5)NO]^{2-}$ CU LACTATUL DE 2-ETOXI-6,9-DIAMINOACRIDINA *

DE

I. FLOREA

În unele lucrări anterioare [1—4] s-a arătat că soluțiile de $K_4[Fe(CN)_6]$, $K_3[Fe(CN)_6]$ și $Na_2[Fe(CN)_5NO]$ reacționează cantitativ, cu o soluție de 2-etoxi-6,9-diaminoacridină rezultînd precipitate galbene, puțin solubile, cu următoarele formule chimice :

$$(BH)_4[Fe(CN)_6],\ (BH)_3[Fe(CN)_6] \text{ și } (BH)_2[Fe(CN)_5NO].$$

În prezenta lucrare s-a urmărit stabilirea condițiilor optime pentru dozarea spectrofotometrică, indirectă, a ionilor de mai sus, prin tratarea lor cu un exces de soluție de lactat de 2-etoxi-6,9-diaminoacridină, de concentrație cunoscută și dozarea bazei libere BH^+, din excesul de soluție, după filtrarea precipitatului. Pentru dozarea bazei libere, BH^+, s-a utilizat metoda colorimetrică cunoscută [5—7], care se bazează pe reacția de diazotare a lactatului de 2-etoxi-6,9-diaminoacridină cu azotit de sodiu, în mediu de acid clorhidric, cînd se formează un produs de culoare roșie-vișinie.

De pe o curbă de etalonare, trasată în prealabil, se citește direct de pe abscisă concentrația bazei libere, BH^+, iar din diferența dintre baza liberă BH^+ utilizată inițial și excesul determinat spectrofotometric, se obține prin calcul cantitatea de $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ sau $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ existentă în probă.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

În lucrare s-au folosit soluții de $K_4[Fe(CN)_6]$, $K_3[Fe(CN_6]$, $Na_2[Fe(CN)_5NO]$ și BHL $1 \cdot 10^{-2}$ m. Concentrațiile soluțiilor de $K_4[Fe(CN)_6]$ $K_3[Fe(CN)_6]$ și BHL s-au stabilit prin cîntărire exactă, iar titrul soluției de $Na_2[Fe(CN)_5NO]$ a fost stabilit prin metoda Rose [8].

---

* Rezultatele comunicate la a III-a Conferință Republicană de Chimie, ținută în Timișoara între 27—30 iunie 1966.

La prepararea soluțiilor s-au utilizat săruri de proveniență Merk, p.a. Lactatul de etoxi-diaminoacridină utilizat, s-a obținut prin recristalizarea produsului farmaceutic curent.

Din soluțiile de $K_4[Fe(CN)_6]$, $K_3[Fe(CN)_6]$ și $Na_2[Fe(CN)_5NO]$ s-au utilizat volume variate, care au conținut între: 6,4—0,42 mg $[Fe(CN)_6]^{4-}$, 8,5—0,42 mg $[Fe(CN)_6]^{3-}$ și 13—0,43 mg $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$.

Proba supusă analizei se introduce într-un pahar de 50 ml și se tratează cu un exces de soluție de lactat de 2-etoxi-6,9-diaminoacridină. Precipitatul se filtrează pe un creuzet filtrant G_4 și se spală de 3—4 ori cu cîte 2—3 ml apă. Filtratul se trece cantitativ într-un balon marcat de 100 ml, apoi se adaugă cîte 4 ml de azotit de sodiu și acid clorhidric diluat. Se formează imediat o colorație roșie-vișinie. Se completează balonul cu

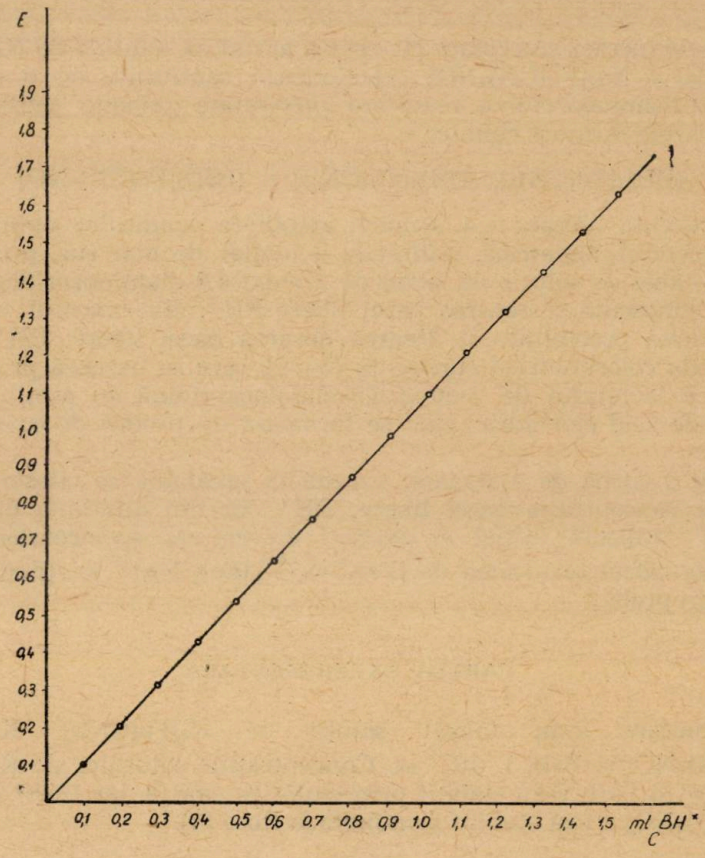


Fig. 1. $E = f(C)$: 1 ml=2,543 · 10^{-3} g BH^+.

apă la semn și se omogenizează soluția prin agitare. Din soluția obținută se iau probe în cuvele de 1 și 2 ml ale aparatului la care se măsoară extincția, determinările efectuîndu-se la lungimea de undă de 530 mμ.

Se trasează în prealabil o curbă de etalonare, extincție funcție de concentrație, fig. 1, de pe care se citește concentrația bazei libere, BH^+, din proba respectivă. Din diferența dintre baza liberă BH^+, întrebuințată inițial, și excesul determinat spectrofotometric, se calculează cantitatea de $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ sau $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$, existentă în acea probă.

În tabelele 1—3 se redau un număr de determinări efectuate cu un spectrofotometru universal Jena-K-Zeiss 1958, care confirmă posibilitatea de dozare a substanțelor amintite.

Tabelul 1

Nr. crt.	mg $[Fe(CN)_6]^{4-}$ luate pentru analiză	*n* ml BHL 10^{-2} m	*E*	*n'* ml BHL 10^{-2} m citiți pe diagramă	ml BHL utilizați pentru precipitarea $[Fe(CN)_6]^{4-}$	mg $[Fe(CN)_6]^{4-}$ găsite	*E* %
1	6,359	12,50	0,63	0,490	12,010	6,364	+0,07
2	5,300	10,60	0,79	0,612	9,988	5,292	−0,15
3	2,120	4,90	1,17	0,910	3,990	2,114	−0,28
4	1,590	3,80	1,05	0,820	2,980	1,579	−0,69
5	1,060	2,70	0,92	0,714	1,986	1,052	−0,75
6	0,530	1,20	0,26	0,198	1,002	0,530	0
7	0,848	2,00	0,527	0,406	1,594	0,844	−0,47
8	0,636	1,50	0,386	0,296	1,204	0,637	+0,15
9	0,424	1,40	0,77	0,600	0,800	0,423	−0,23
10	3,180	6,60	0,79	0,609	5,991	3,174	−0,18

Tabelul 2

Nr. crt.	mg $[Fe(CN)_6]^{3-}$ luate pentru analiză	*n* ml BHL 10^{-2} m	*E*	*n'* ml BHL 10^{-2} m citiți pe diagramă	ml BHL utilizați pentru precipitarea $[Fe(CN)_6]^{3-}$	mg $[Fe(CN)_6]^{3-}$ găsite	*E* %
1	8,478	12,50	0,63	0,490	12,010	8,478	+0,10
2	5,300	7,90	0,525	0,406	7,494	5,296	−0,07
3	3,180	5,20	0,89	0,691	4,509	3,185	+0,15
4	2,120	3,90	1,14	0,891	3,009	2,126	+0,28
5	1,590	2,85	0,78	0,603	2,247	1,587	−0,18
6	1,060	2,00	0,66	0,510	1,490	1,053	−0,66
7	0,530	1,05	0,383	0,294	0,756	0,534	+0,75
8	0,848	2,00	1,037	0,804	1,196	0,845	−0,35
9	0,636	1,10	0,266	0,203	0,897	0,634	−0,31
10	0,424	1,20	0,78	0,604	0,596	0,421	−0,70

Tabelul 3

Nr. crt.	mg $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ luate pentru analiză	n ml BHL 10^{-2} m	E	n' ml BHL 10^{-2} m citiți pe diagramă	ml BHL utilizați pentru precipitarea $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$	mg $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ găsite	E %
1	12,948	12,60	0,788	0,609	11,991	12,940	−0,06
2	10,797	10,80	1,023	0,796	10,004	10,820	+0,21
3	8,638	8,70	0,918	0,704	7,996	8,617	−0,24
4	4,319	4,20	0,254	0,197	4,003	4,321	+0,04
5	0,809	1,15	0,523	0,403	0,747	0,806	−0,37
6	1,080	1,50	0,634	0,490	1,010	1,091	+1,02
7	0,540	1,10	0,778	0,603	0,497	0,537	−0,55
8	0,864	1,00	0,263	0,202	0,798	0,861	−0,34
9	0,648	1,30	0,913	0,710	0,590	0,637	−1,70
10	0,432	1,20	1,010	0,784	0,416	0,425	+1,62

Dintre ionii străini, nu interferează Cl^- și Br^-.

Anionii $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ și $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ nu se pot doza unul în prezența celuilalt și nici în prezența J^- și SCN^-.

Eroarea determinărilor nu depășește $\pm 1{,}70\%$, după cum se constată din tabelele 1—3.

CONCLUZII

S-au stabilit condițiile optime de dozare spectrofotometrică, indirectă, a anionilor : $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Re(CN)_6]^{3-}$ și $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ cu ajutorul lactatului de 2-etoxi-6,9-diaminoacridină.

Dozarea se poate efectua în prezența anionilor Cl^- și Br^-. Anionii $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ și $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ nu se pot doza unul în prezența altuia și nici în prezența J^- și SCN^-.

Eroarea determinărilor nu depășește $\pm 1{,}70\%$.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Drăgulescu și I. Florea, Studii și Cercet. Șt. Chim. Acad. R.P.R., Baza Timișoara, Tom. IX. Nr. 3—4, p. 205, 1962.
2. C. Drăgulescu și I. Florea, Studii și Cercet. Șt. Chim. Acad. R.P.R., Baza Timișoara, Tom. IX. Nr. 3—4, p. 219, 1962.
3. C. Drăgulescu și I. Florea, Studii și Cercet. Șt. Chim. Acad. R.P.R., Baza Timișoara, Tom. IX. Nr. 3—4, p. 247, 1962.
4. C. Drăgulescu și I. Florea, Studii și Cercet. Șt. Chim. Acad. R.P.R., Baza Timișoara, Tom. X. Nr. 1—2, p. 31. 1963.
5. M. Schulte, Pharmac Weekbl 67.601—04.14/6. 1930 ; C. 1930. II. 2020.
6. J. Ssolz, Farmacia, 20—23, 11, 1940 Harcov : C. 1941. II. 23.
7. J. Maizelis, A. Miasuicova, Farmatsija 4, Nr. 617, 26—30. 941 : CA. 38.2453.
8. P. Rose, Ztschr, anal, chem. 143, 195, 1954.

СПЕКТРОФОТОМЕТРИЧЕСКАЯ ДОЗИРОВКА ИОНОВ $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ И $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ ЛАКТАТОМ 2 ЭТОКСИ-6,9-ДИАМИНОАКРИДИНА

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается косвенная спектрофотометрическая дозировка ионов $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ и $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ путем их обработки избытком раствора лактата 2-этокси-6,9-диаминоакридина (Риванои) — BHL известной концентрации и дозировка свободного основания BH^+ из избытка раствора, после предварительной фильтрации осадка. Для дозировки свободного основания BH^+ использовался известный колориметрический метод, основывающийся на реакции диазотирования лактата 2-этокси-6,9 диаминокридина азотистокислым натрием в среде солянной кислоты, когда образуется продукт красно-вишневого цвета. На эталонной кривой, светопоглощение в зависимости от предварительно намеченной концентрации, читается против измеренного светопоглощения, концентрация свободного основания BH^+, а по разнице между начально использованным свободным основанием BH^+ и избытком определенным спектрофотометрическим путем определяется количество $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ или $[Fe(CN)_6NO]^{2-}$ находящегося в анализированной пробе.

LE DOSAGE SPECTROPHOTOMÉTRIQUE INDIRECTE DES IONS : $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ ET $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ AVEC LE LACTATE DE 2-ETOXI-6,9-DIAMINOACRIDINE

(RÉSUMÉ)

Dans le présent ouvrage, en poursouit le dosage spectrophotométrique indirecte des ions $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ et $[Fe(CN)_5NO]^{2-}$ par leur traitement avec un excés de solution de lactate de 2-etoxi-6,9-diaminoacridine (Rivanol) — BHL de concentration connue et le dosage de la base libre BH^+, de l'excés de la solution, selon une filtration préalable du précipité. Pour le dosage de la base libre BH^+, on a utilisé la méthode colorimétrique connue, qui est basée sur la réaction de dyazotation du lactate de 2-etoxi-6,9-diaminoacridine avec nitrite de sodium au milieu d'acide chlorhidrique, lorsqu'on forme un produit ayant la couleur rouge. Sur la courbe d'étalonnage, extinction fonction de concentration, tracé préalablement, on lit en face de l'extinction mesuré, la concentration de la base libre BH^+, et de la différence entre la base libre BH^+ utilisée initiale et l'excès déterminé spectrophotométrique on détermine la quantité de $[Fe(CN)_6]^{4-}$, $[Fe(CN)_6]^{3-}$ ou $[Fe(CN)_5NO)]^{2-}$ trouvée dans la preuve soumise à l'analyse.

ANALIZA RAPIDĂ A UNOR SISTEME TERNARE CU SOLUBILITATE LIMITATĂ ÎN FAZĂ LICHIDĂ

DE

E. KIMMEL, R. GROPȘIAN, A. COTOȘMAN

Într-o lucrare anterioară s-a arătat importanța metodelor fizico-chimice de analiză, în special în cazurile cînd se cere rapiditate în executarea analizelor sau cînd amestecurile sînt constituite din componenți greu de dozat pe cale chimică [1].

Literatura de specialitate [2], [3] indică posibilitatea stabilirii rapide a compoziției unor sisteme ternare cu solubilitate limitată în fază lichidă, prin determinarea indicelui de refracție a amestecului la limita de solubilitate. Aceasta implică construirea în prealabil a curbei de solubilitate pentru sistemul dat și utilizarea unui tabel care indică corelația între indicele de refracție și compoziție.

În lucrarea de față s-au studiat sistemele ternare : apă-acetonă-oxid de mesitil, apă-*n*-butanol-adipat di-*n*-butilic și apă-eatanol-*n*-butanol, construind curbele de solubilitate respective cu ajutorul sistemului grafic triunghiular al lui Gibbs-Rozeboom.

Pentru trasarea curbei de solubilitate în sistemul apă-acetonă-oxid de mesitil, s-au folosit substanțe pure cu următorii indici de refracție : n_D = =1,3330 pentru apă, n_D= 1,3588 pentru acetonă și n_D= 1,4443 pentru oxid de mesitil, obținînd datele indicate în tabelul 1 și reprezentate în figura 1.

Tabelul 1

Nr. crt.	Apă %	Acetonă %	Oxid de mesitil %	n_D	Nr. crt.	Apă %	Acetonă %	Oxid de mesitil %	n_D
1	65,11	26,10	8,76	1,3617	10	19,07	38,53	42,40	1,4010
2	56,50	31,00	12,50	1,3682	11	15,15	36,05	48,80	1,4051
3	53,85	32,25	13,90	1,3705	12	12,65	34,92	52,43	1,4074
4	49,06	34,24	16,70	1,3735	13	10,60	32,27	57,13	1,4115
5	42,12	36,18	21,70	1,3742	14	9,52	30,00	60,48	1,4144
6	36,16	37,78	26,06	1,3800	15	7,23	23,57	69,20	1,4213
7	32,50	38,74	28,76	1,3880	16	6,79	19,05	74,16	1,4253
8	26,47	38,93	34,60	1,3943	17	4,58	12,79	82,63	1,4320
9	23,07	38,70	38,20	1,3976	18	3,43	6,77	89,80	1,4373

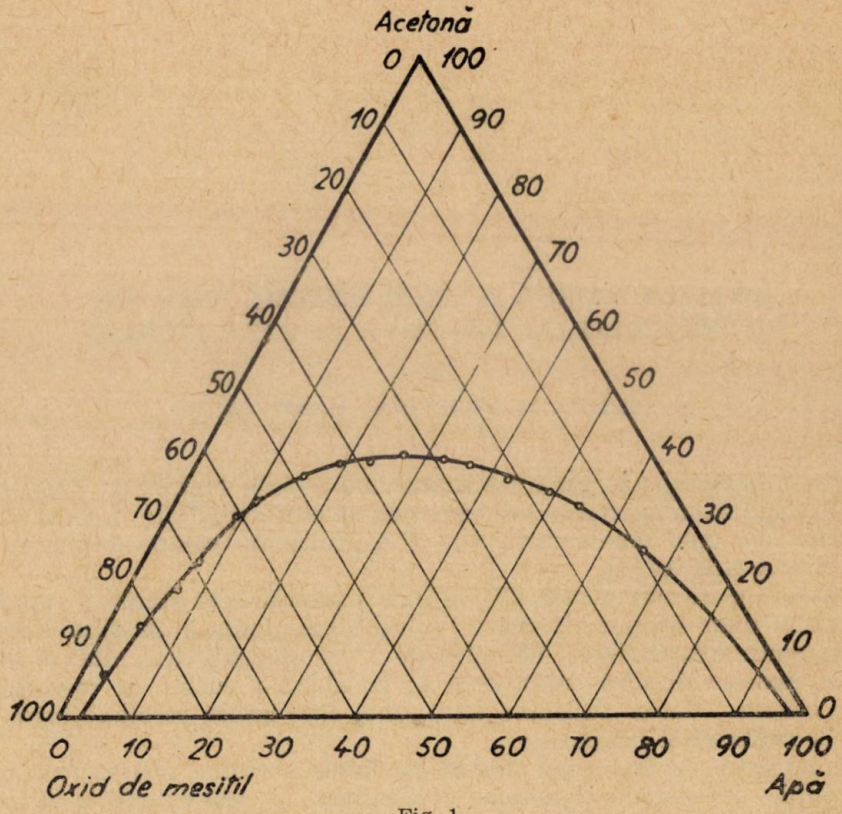


Fig. 1.

La trasarea curbei de solubilitate pentru sistemul apă-*n*-butanol-adipat di-*n*-butilic, s-a lucrat cu produşi puri cu indicii de refracţie: $n_D = 1{,}3992$ pentru *n*-butanol şi $n_D = 1{,}4348$ pentru adipat di-*n*-butilic. Rezultatele determinărilor sînt redate în tabelul 2 şi fig. 2.

Tabelul 2

Nr. crt.	Apă %	*n*-Butanol %	Adipat di-*n*-butilic %	n_D	Nr. crt.	Apă %	*n*-Butanol %	Adipat di-*n*-butilic %	n_D
1	19,95	80,05	0,00	1,3914	7	7,15	46,35	46,50	1,4121
2	16,52	74,60	8,88	1,3959	8	5,82	38,03	56,15	1,4160
3	13,32	68,98	17,70	1,3995	9	4,83	28,27	66,90	1,4205
4	11,86	61,41	26,73	1,4036	10	3,20	19,30	77,50	1,4253
5	9,67	54,15	36,18	1,4086	11	1,60	10,04	88,36	1,4298
6	8,90	50,50	40,60	1,4096					

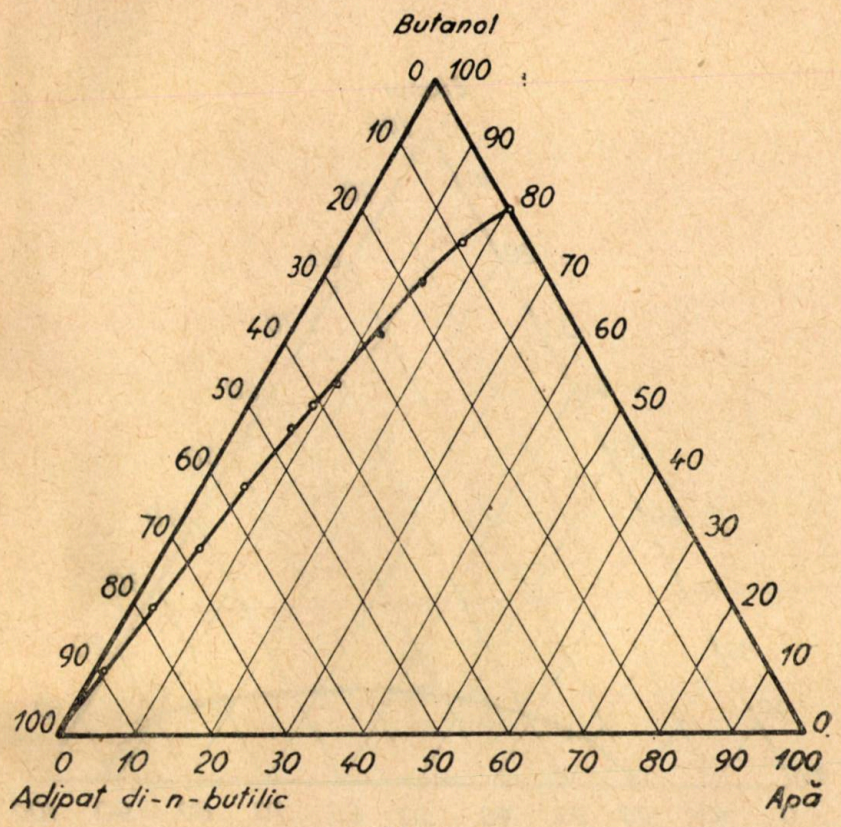


Fig. 2.

Sistemul de mai sus prezintă o zonă mare de nemiscibilitate din cauza existenței a doi componenți relativ greu solubili în apă și anume : *n*-butanol și adipat di-*n*-butilic.

Datele redate în tabelul 3 și fig. 3. se referă la sistemul ternar apă-etanol-*n*-butanol, ai cărui componenți au avut următorii indici de refracție : $n_D = 1{,}3613$ pentru etanol și $n_D = 1{,}3992$ pentru *n*-butanol.

Tabelul 3

Nr. crt.	Apă %	Etanol %	*n*-Butanol %	n_D	Nr. crt.	Apă %	Etanol %	*n*-Butanol %	n_D
1	86,91	4,91	8,18	1,3437	8	51,89	14,51	33,60	1,3680
2	81,57	9,21	9,22	1,3478	9	41,69	14,61	43,70	1,3743
3	78,00	10,98	11,02	1,3501	10	35,20	12,73	52,07	1,3785
4	72,70	12,30	15,50	1,3530	11	29,70	10,32	59,98	1,3821
5	68,50	13,00	18,50	1,3558	12	25,88	7,81	66,31	1,3851
6	63,65	13,68	22,67	1,3575	13	21,50	4,21	74,29	1,3888
7	61,20	13,98	24,82	1,3620					

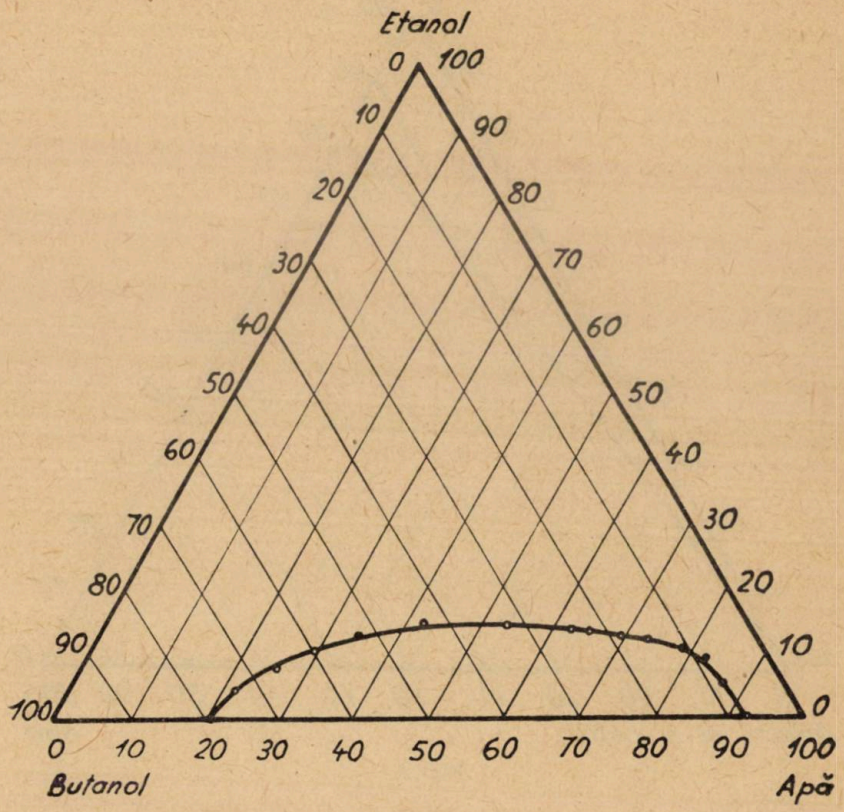


Fig. 3.

Zona de nemiscibilitate redusă din acest sistem se datorește solubilității relativ mari în apă a componentului mai greu solubil : *n*-butanolul.

Este de menționat că la concentrații mici de butanol, opalescența care indică limita de solubilitate este greu de sesizat lucrînd prin adăugare de apă.

Din acest motiv, trasarea ramurii curbei în această zonă s-a efectuat prin adăugarea de *n*-butanol la amestecul binar apă-etanol.

Valoarea solubilității reciproce a oxidului de mesitil-apă și a butanolului-apă din diagramele respective, a fost luată din literatură [4].

Metoda propusă pentru analiza rapidă a amestecurilor ternare cu solubilitate limitată a fost verificată prin determinări uzuale, iar erorile comise sînt în limitele admisibile.

BIBLIOGRAFIE

1. Kimmel E., Gropşian R., Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al Institutului Politehnic Timişoara, 1960, 5, 1—2, 363.
2. Anosov V. E., Pagodin S. A., *Osnovnîe nacialo fizico-himicescovo analiza*, Moscova, Izdatelstvo Academi Nauc SSSR, 1947, 960.
3. Jouniaux A., *Refractométrie*, Paris, Hermann C-ie, 1937, 24.
4. Doolittle A. K., *The Technology of Solvents and Plasticizer*, New-York, Joh. Willy and Sohns, Inc., 1954, 507, 640.

СКОРОСТНЫЙ АНАЛИЗ НЕКОТОРЫХ СИСТЕМ С ОГРАНИЧЕНОЙ РАСТВОРИМОСТЬЮ В ЖИДКОЙ ФАЗЕ

(РЕЗЮМЕ)

Путём рефрактометрического анализа определяется состав некоторых третичных смесей с ограниченной растворимостью.

Были построены кривые растворимости для смесей вода-ацетон-мезитиловая окись, вода-*n*-бутанол-ди-*n*-бутиловый адипат и вода-этанол-*n*-бутанол.

ANALYTISCHE SCHNELLBESTIMMUNG EINIGER DREISTOFFSYSTEME VON BEGRENZTER LÖSLICHKEIT IN FLÜSSIGER PHASE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wurden die Zusammensetzung einiger Dreistoffsysteme mit begrenzter Löslichkeit refraktometrisch bestimmt, sowie die Löslichkeitskurven für die Gemische Wasser-Aceton-Mesityloxyd, Wasser-*n*-Butanol-Dibutyladipat und Wasser-Äthanol-*n*-Butanol aufgestellt.

CERCETĂRI ÎN DOMENIUL COPOLIMERILOR ACETATULUI DE VINIL CU DIESTERII ACIDULUI MALEIC

II. Studiul proprietăţilor şi structurii unor diesteri ai acidului maleic

DE

I. NANU, GR. POP şi R. BACALOGLU

În seria numeroasă de comonomeri folosiţi la copolimerizări cu acetat de vinil, unii diesteri ai acidului maleic prezintă un interes deosebit. Cu toate acestea studiile privind structura şi unele proprietăţi ale esterilor acidului maleic, sînt încă lacunare. La unii diesteri ai acidului maleic se cunosc de exemplu indici de refracţie şi densităţi [1]. S-au efectuat de asemenea determinări de spectre I.R. ale dimetil-, dietil- şi di-*n*-butil-maleaţilor [2] precum şi spectrul Raman al dimetil-maleatului.

Recent, prin determinări ale momentului dipol, în soluţie, la dietil-maleat, s-a stabilit [3] că structura cea mai probabilă a diesterilor maleici este aceea în care grupele esterice sînt aşezate la 90° faţă de planul dublei legături C = C.

Într-o lucrare anterioară [4] s-a descris o metodă de sinteză a diesterilor acidului maleic, în scopul utilizării acestor produse ca atare, la copolimerizarea cu acetat de vinil. Cunoaşterea proprietăţilor şi structurii diesterilor maleici sintetizaţi în aceste condiţii prezintă un interes practic deosebit, deoarece comportarea lor în procesul de copolimerizare poate depinde tocmai de aceste caracteristici.

De exemplu, trebuie luată în consideraţie posibilitatea izomerizării derivaţilor maleici în forma trans, fie în cursul sintezei lor fie spontan după un timp mai lung de depozitare, deoarece prezenţa esterilor fumarici poate modifica procesul copolimerizării [5].

În această lucrare se determină unele proprietăţi fizico-chimice şi se expun consideraţii privind structura probabilă a următorilor diesteri ai acidului maleic, preparaţi în condiţii amintite [4], în vederea copolimerizării directe cu acetat de vinil monomer : dimetil-, dietil-, di-*n*-propil-, di-*n*-butil-, di-izo-butil-, di-*n*-amil-, di-izo-amil-, di-*n*-octil-, di-2-etil-*n*-hexil- şi dibenzil-maleat.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Diesterii acidului maleic au fost caracterizaţi în vederea utilizării directe la copolimerizări, prin determinarea indicelui de saponificare, a densităţii la 20 °C, a indicelui de refracţie, a refracţiei moleculare şi aciditătii libere.

Indicele de saponificare : o probă de 0,5 g diester maleic se fierbe la reflux, timp de 3—8 ore împreună cu 50 ml KOH, 0,5 N şi 25 ml alcool etilic, în paralel cu o probă martor, care conţine aceleaşi cantităţi de reactivi. Se răceşte, se titrează cu H_2SO_4, 0,5 N în prezenţă de metil-orange.

Indicele de refracţie s-a măsurat cu refractometrul Abbé, termostatat la 20°±0,01 cu ajutorul unui ultratermostat Höppler. Determinările s-au făcut la lumina zilei.

Refracţiile moleculare : au fost calculate cu formula Lorentz-Lorenz, utilizînd în calcul valorile densităţilor şi indicilor de refracţie, determinate experimental. Pentru comparaţie s-au calculat refracţiile moleculare din refracţiile de legătură covalente, pe baza structurii cunoscute a diesterilor maleici. S-au utilizat refracţiile de legătură date în [6].

Aciditatea liberă a diesterilor maleici : a probă de 0,5 g diester maleic se diluează cu 25 ml metanol anhidru şi se titrează cu NaOH 0,1 N, în prezenţa fenolftaleinei. Aciditatea s-a exprimat în % greutate grupe carboxilice libere.

Structura diesterilor acidului maleic : a fost cercetată prin analiza spectrelor de absorbţie în I.R., în domeniul 400—4 000 cm^{-1} măsurate în film de lichid şi în soluţie de CCl_4 în proporţie de 1 : 4 diester maleic : tetraclorură de carbon, în cuvă de 0,027 mm cu geamuri de KBr. Măsurările s-au efectuat cu un spectrofotometru UR-10, VEB K. Zeiss, Jena, cu două fascicole, cu prisme de KBr, NaCl şi LiF. Discuţia amănunţită a spectrelor s-a făcut într-o lucrare anterioară [12].

REZULTATE EXPERIMENTALE ŞI DISCUŢII

În tabelul 1 sînt prezentate constante fizice ale diesterilor acidului maleic cercetaţi. Din aceste date rezultă că proprietăţile fizice ale maleaţilor de di-*n*-alchil sintetizaţi se schimbă ordonat, prin modificarea radicalului *n*-alchilic şi anume indicii de refracţie cresc, iar densităţile scad cu creşterea numărului atomilor de carbon ai radicalului alchilic.

Valorile numerice ale acestor constante sînt mai mici în seria di-izoalchilmaleaţilor decît cele corespunzătoare termenilor din seria *n*-alchilică. Diferenţele devin incerte la termenii superiori (C_8).

Indicele de refracţie al dibenzil-maleatului este apreciabil mai mare decît al di-alchil-maleaţilor, în timp ce densitatea este apropiată de a dimetil-esterului.

Aciditatea liberă a diesterilor maleici sintetizaţi a fost în general sub 1% greutate grupe carboxil libere, cu excepţia di-*n*-propil-maleatului, la care s-a găsit 1,2%. La acest ester, purificarea prin spălare cu apă este dificilă, deoarece separarea fazelor are loc greu, atît la cald cît şi la rece.

Refracţiile moleculare determinate experimental sînt apropiate de cele calculate din refracţiile de legătură, pe baza formulelor chimice admise pentru diesterii maleici.

Pentru a avea informaţii asupra configuraţiei diesterilor cercetaţi s-au măsurat spectrele I.R. ale substanţelor sintetizate. Determinările au fost efectuate după un timp de depozitare de 8—10 luni la temperatura mediului ambiant.

Combinaţiile cercetate prezintă banda caracteristică vibraţiei de alungire a grupării carbonil în domeniul 1 740—1 720 cm^{-1} (cu excepţia esterului dimetilic). Această valoare se apropie foarte mult de domeniul esterilor acizilor saturaţi 1 735—1 750 cm^{-1} [7], fiind considerabil mai mare decît valoarea de 1 717 cm^{-1} găsită pentru acrilaţi [8] de 1 700—1 710 cm^{-1} pentru derivaţii lor α sau β substituiţi [8], [9] şi de 1 705 cm^{-1} pentru acidul maleic însuşi [10], [11]. Se confirmă astfel concluzia că în moleculele diesterilor maleici, dubla legătură etenică nu este conjugată cu grupările carboxilice.

În domeniul 1 255—1 245 cm^{-1}, 1 220—1 205 cm^{-1} şi 1 165—1 160 cm^{-1} apar benzi intense, de atribuit probabil cuplării vibraţiilor de alungire O—Acil, O—Alchil şi —C—CO—.

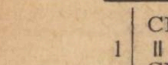
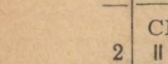
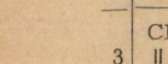
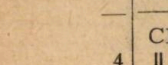
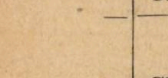
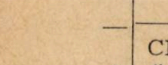
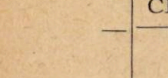
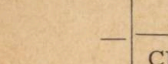
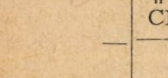
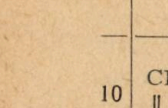
Spectrele I.R. prezintă benzi intense în domeniul 810—824 cm^{-1} care aparţinînd deformaţiei C-H în afara planului sistemului etenic, confirmă configuraţia cis a produselor cercetate. S-au găsit şi benzi slabe din domeniul 970—955 cm^{-1}, care se pot atribui urmelor de izomeri trans. Intensitatea acestor benzi, atribuite izomerului trans, deci proporţia de derivat fumaric, scade cu creşterea radicalului alcoolic din gruparea esterică. Din aceasta se poate deduce că izomerizarea esterilor maleici la derivaţi fumarici, a avut loc în mică măsură, fiind încă mai redusă cu creşterea radicalului alcoolic.

CONCLUZII

1. Constantele fizice ale diesterilor maleici sintetizaţi în vederea utilizării directe la copolimerizare cu acetat de vinil, sînt apropiate de datele din literatură, acolo unde acestea sînt accesibile şi pot fi utilizate ca date de referinţă în fabricaţie.

2. Puritatea produselor, calculată pe baza indicilor de saponificare, a fost în toate cazurile de peste 98%. Aceasta concordă cu valorile apropiate ale refracţiilor moleculare găsite experimental şi cu cele calculate din refracţiile de legătură, pe baza formulelor de structură admise pentru diesterii acidului maleic.

Proprietățile fizice ale

Nr. crt.	Formula chimică a diesterului maleic	Valori		
		Aspect	Indice de saponificare Is mgKOH/g	
			determinat	teoretic
1		lichid incolor	770,1	776,9
2		lichid incolor	658,0	651,1
3		»	560,0	550,6
4		lichid slab gălbui	500,5	491,8
5		lichid incolor	500,9	491,8
6		lichid slab gălbui	437,6	437,8
7		lichid galben brun	443,2	437,8
		lichid incolor	334,9	329,0
9		lichid incolor	336,2	329,0
10		lichid slab gălbui	371,7	379,1

Tabelul 1

diesterilor maleici cercetați

determinate experimental

Densitate 20 °C	Indice de refracție 20 °C	Refracția moleculară			Aciditate liberă %
		Calculată	Determinată experimental	Abatere	
1,152	1,4426	32,970	33,140	+0,170	0,17
1,071	1,4405	42,266	42,404	+0,138	0,06
1,030	1,4439	51,562	51,648	+0,086	1,2
1,002	1,4461	60,858	60,820	−0,038	0,34
0,992	1,4421	60,858	61,060	+0,202	0,28
0,981	1,4484	70,154	70,060	−0,094	0,87
0,980	1,4468	70,154	70,130	−0,024	0,97
0,937	1,4539	98,042	98,396	+0,352	0,41
0,944	1,4543	98,042	98,022	−0,020	0,34
1,157	1,5532	86,610	83,880	+2,27	0,31

3. Spectrele de absorbție în I.R. ale produselor arată conjugarea redusă a dublei legături etenice cu grupările esterice din moleculele diesterilor maleici cercetați și confirmă configurația cis a substanțelor cercetate.

Diesterii maleici sintetizați și cercetați în vederea utilizării drept comonomeri, conțin 1—2% impurități, Impuritățile găsite constau în principal din aciditate liberă, probabil mai ales sub formă de monoesteri maleici, urme de esteri fumarici, eventual urme de alcool. Aceste impurități nu inhibă procesele de copolimerizare.

BIBLIOGRAFIE

1. Landolt-Börstein, *Zahlenwerte und Funktionen*, Berlin-Heidelberg, Springer Verlag, 1962, II. Band, 8. Teil, p. 5—602. *** *Manualul inginerului chimist*, Ed. Tehnică, București, 1951, vol. I, p. 556.
2. Barnes R. B., Gore R. C., Liddel U., Williams V. Z., Infrared Spectroscopy, Reinhold, New-York, 1944; Colthup N. B., J. Opt. Soc. Amer., *40*, 397, (1950). Dallwick E., Biner E., Helv. Chim. Acta, *44*, 1030, (1958).
3. Armstrong R. S., Aroney M. J., Le Pevre J. W., Austral. J. Chem, *15*, 4, 703, (1962).
4. Nanu I., Pop Gr., Buletinul științific și Tehnic al Inst. Politehnic Timișoara. Nota I (în curs de apariție).
5. Lewis F. M., Mayo F. R., J. Amer. Chem. Soc., *70*, 1 533, (1948).
6. Geiseler G., Ausgewählte physik. Meth. d. org. Chem.; Akad. Verl. Berlin 1963, Vol. II, p. 259.
7. Bellamy L. J., The Infra-red Spectra of Complex Molecules, Methuen et Co., Ltd London, John Willey, New-York, 1960.
8. Katritzky A. R., Lagowski J. M., Beard J. A. T., Spectrochim. Acta, *16*, 964, (1960).
9. Cross L. H., Rolfe A. C., Trans Faraday Soc. *47*, 354, (1951).
10. Flett M. St. C., J. Chem. Soc. *1951*, 962.
11. Dodd R. E., Miller R. E., Wynne Jones W. F. K., J. Chem. Soc. *1961*, 279.
12. Nanu I., Bacaloglu R., Pop Gr., Revue Roumaine de chimie, (în curs de apariție).

СОПОЛИМЕРИЗАЦИЯ ВИНИЛАЦЕТАТА С ДИЭФИРАМИ МАЛЕИНОВОЙ КИСЛОТЫ

II. СВОЙСТВА И СТРУКТУРА НЕКОТОРЫХ ДИЭФИРОВ МАЛЕИНОВОЙ КИСЛОТЫ

(РЕЗЮМЕ)

В данной работе были изучены физико-химические свойства и структура диметил-, ди-*n*-пропил-, ди-*n*-бутил-, ди-изо-бутил-, диэтил-, ди-*n*-амил-, ди-изо-амил-, ди-*n*-октил-, ди-2-этил-*n*-гексил- и дибензил малеатов.

Было найдено, что в ряде диэтилмалеата- ди-*n*-октилмалеата коэффициенты преломления возрастают от 1,4406 до 1,4539, а удельные веса уменьшаются от 1,071 до 0,937.

Экспериментальные значения молекулярных рефракций близкие к значениям, рассчитанным из рефракций связи. ИК-спектры изученных малеиновых диэфиров показывают, что этиленовые двойные связи несопряжаются с карбоксильнами группами, а также, что продукты имеют конфигурацию цис.

ÜBER COPOLYMERE VON VINYLACETAT MIT MALEINSÄUREESTERN

II. MITTEILUNG, UNTERSUCHUNG DER EIGENSCHAFTEN UND DER STURKTUR EINIGER DIESTER DER MALEINSÄURE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die physikalisch-chemischen Eigenschaften und die Struktur von Methyl-, Aethyl-, *n*-Propyl-, *n*-Butyl-, iso-Butyl-, *n*-Amil-, iso-Amyl-, *n*-Oktyl-, 2-Aethyl-hexyl- und Benzylmaleat wurden untersucht.

In der Reihe Aethylmaleat bis *n*-Oktylmaleat steigt der Brechungsindex von 1,4406 bis 1,4539, aber die Dichte nimmt von 1,071 bis 0,937 ab.

Experimentell bestimmte Molekularbrechungen nähern sich denen aus Bindungsbrechungen errechneten.

Die IR-Spektra der Maleinsäureestern zeigen dass eine Konjugierung der Doppelbindung mit der Carboxylgruppe nicht vorhanden ist, was die cis-Konfiguration der Produkte bestätigt.

STUDIUL RAFINĂRII AVANSATE A STIBIULUI PRIN ELECTROLIZĂ CU CATOD VIBRAT (I). *

Stabilirea parametrilor optimi la catod în condiţiile vibrării acestuia

DE

I. PÎRVU

Urmărind problema obţinerii stibiului de puritate spectrală folosit în tehnica semiconductorilor, a fost necesară mai înîti găsirea unei metode adecvate de purificare preliminară. Literatura din acest domeniu, socoteşte electroliza ca cea mai avantajoasă metodă de purificare a stibiului tehnic.

Electroliza stibiului a fost studiată sub multe aspecte de o serie de cercetători. Astfel, după patentul lui H. Roscher [1], se foloseşte pentru rafinarea stibiului brut, electrolit acid, -fluorură-sulfat-, staţionar, cu anod solubil, cu o densitate de curent anodic de 100 A/mp. Electrolitul utilizat are calităţi deosebite în ceea ce priveşte puritatea stibiului depus şi totodată desfăşurarea procesului de electroliză fără apariţia fenomenelor anodice secundare, pînă la densitatea de curent folosită.

František Kupka [2], arată că după datele din literatură, stibiul brut se poate bine purifica prin electroliză, de toate impurităţile metalice în afară de arsen. După încercările efectuate de acest autor, se ajunge la concluzia că cele mai bune rezultate, se obţin cu un electrolit fluorură-sulfat care conţine 40 g/l acid fluorhidric exces şi prin metoda electrolizei în mişcare cu diafragmă filtrantă.

În patentul francez nr. 1289498 [3], se efectuiază electrolize succesive obţinîndu-se un stibiu foarte pur, pornindu-se de la soluţii pe bază de acid tartric, cu anozi insolubili.

V. Mercea şi colaboratori [4], foloseşte ca bază de plecare a extragerii stibiului din nămolul anodic de la rafinarea electrolitică a plumbului brut decuprat, tot electroliza din electrolit acid format din fluorură de stibiu cu exces de acid sulfuric şi fluorhidric, aplicînd tehnica procedeului „Habinette“ de rafinare a anozilor de nichel puternic impurificaţi.

---

*Rezultatele lucrării au fost comunicate la cea de a III-a Conferinţă Republicană de Chimie, Timişoara 27—30 iunie 1966.

V. V. Ostroumov și A. D. Stirkas [5], depun concomitent indiu și stibiu din soluții de sulfat a celor două metale, în acid sulfuric 10 N.

V. N. Gaprindașvili [6], arătînd că problema rafinării electrolitice a stibiului în electroliți acizi este lămurită și că cel mai avantajos este electrolitul fluorură de stibiu în exces de acid sulfuric și fluorhidric, se ocupă de cercetarea rafinării electrolitice a stibiului în soluții bazice și de sulfuri alcaline.

Electroliza stibiului a fost efectuată și din soluții neapoase pentru depunerea simultană a stibiului și indiului [7].

Sub aspectul purității stibiului depus, din bibliografia studiată rezultă că cea mai eficace metodă, este electroliza cu anod solubil, care folosește ca electrolit soluția de fluorură de stibiu în exces de acid sulfuric și fluorhidric.

În lucrarea de față, folosind același electrolit, s-a propus, pentru mărirea eficacității metodei, electroliza stibiului cu depunere intensificată prin vibrarea catodului, tehnică introdusă pentru prima dată de către Gh. Facsko [8], în electrogravimetrie.

Pentru a efectua electroliza preconizată, a fost necesar în primul rînd un studiu pentru stabilirea densității limită de curent pînă la care nu apare fenomenul polarizării catodice și respectiv, pasivizării anodice, în condițiile vibrării catodului în electrolitul folosit.

Densitatea limită de curent catodic, este semnalată de creșterea bruscă spre valori negative a potențialului catodic, și deci această densitate de curent — și în consecință efectul vibrării — se va urmări pe baza curbelor de polarizare în diverse condiții de lucru.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Catodul folosit a fost confecționat din tablă de cupru pur, cu dimensiunile de $10 \times 10 \times 0{,}3$ mm. În centrul acestuia, printr-un orificiu corespunzător, s-a fixat sifonul capilar din sticlă, prin spatele suprafeței de depunere. Fața posterioară depunerii și marginile, au fost acoperite cu un strat de parafină de 2 mm grosime.

Anodul s-a confecționat din stibiu tehnic de puritate 96,5%, cu dimensiunile de $35 \times 25 \times 10$ mm, căruia i s-au acoperit marginile laterale și fața posterioară tot cu un strat de parafină de 2 mm grosime.

Electrolitul s-a preparat din același stibiu tehnic, în prealabil măcinat la finețea de 4 900 ochiuri pe cmp și care s-a supus dizolvării în acid sulfuric concentrat, la fierbere, cînd are loc reacția :

$$_2Sb + {}_6H_2SO_4 = Sb_2(SO_4)_3 + {}_3SO_2 + {}_6H_2O \qquad (1)$$

cu formarea sulfatului de stibiu, insolubil, foarte fin cristalizat. După dizolvarea totală a stibiului metalic și răcire, se adaogă restul de acid sulfuric pînă la concentrația dorită. Sulfatul de stibiu în excesul corespunzător de acid sulfuric, este dizolvat în acid fluorhidric, avînd loc reacția :

$$Sb_2(SO_4)_3 + {}_6HF = {}_2SbF_3 + {}_3H_2SO_4 \qquad (2)$$

cu formarea fluorurii de stibiu, solubilă în acid sulfuric concentrat și în apă. Se adaogă apoi cantitatea necesară de apă distilată. Atît dizolvarea sulfatului de stibiu cu acid fluorhidric, cît și diluarea, se execută pe baie de apă cu gheață.

Vibrarea catodului s-a efectuat cu un vibrator cu magnet permanent și bobină mobilă, alimentat printr-un transformator, de la rețeaua de 220 V. Frecvența de vibrare a fost de 50 Hz, iar amplitudinea de 2 mm.

Distanța între electrozi, în toate cazurile, a fost de cca 20 mm.

Măsurătorile potențialelor de electrozi, s-au efectuat cu un milivoltmetru electronic M.V. 11 Clamann și Grahnert, de precizie ±0,5 mV prin referire la un electrod de calomel saturat.

Pentru studiul comportării catodului în acest electrolit în condițiile vibrării lui, s-au luat în considerare toți factorii externi care pot avea influență asupra procesului de electroliză și anume : conținutul de stibiu în electrolit, concentrația acidului sulfuric în exces (față de cantitatea stoechiometrică după reacția 1), concentrația acidului fluorhidric în exces (față de cantitatea stoechiometrică după reacția 2), temperatura electrolitului.

În privința influenței temperaturii asupra procesului de electroliză trebuie arătat de la început că ridicarea temperaturii defavorizează procesul datorită evaporării acidului fluorhidric, ducînd pe de o parte la deranjamente anodice, iar pe de altă parte la creșterea conținutului în arsen a depozitului catodic [2]. Este de preferat deci temperatura ambiantă.

Influența concentrațiilor celor doi acizi și a conținutului în stibiu din electrolit asupra procesului catodic, s-a studiat pe o serie de probe. Avînd trei parametri care prin variația lor pot influența procesul, a fost necesară pregătirea unor probe de electroliți conform tabelului 1.

Tabelul 1

Conc. în H_2SO_4 g/l exces.	Conc. în HF g/l exces.															
	10				20				40				60			
	Conținut în stibiu g/l															
25	5	20	40	—	5	20	40	—	5	20	40	—	5	20	40	—
50	5	20	40	60	5	20	40	60	5	20	40	60	—	—	—	—
100	5	20	40	60	5	20	40	60	5	20	40	60	—	—	—	—
300	5	20	40	60	5	20	40	60	5	20	40	60	—	—	—	—

Determinînd potențialul catodic funcție de densitatea de curent pentru toate probele de electroliți din tabelul 1, vom reda prin grafice și tabele, variația acestui potențial, pentru concentrația de 40 g/l acid fluorhidric exces. Astfel în fig. 1 sînt arătate curbele de polarizare catodică pentru concentrația de 25 g/l acid sulfuric exces, 40 g/l acid fluorhidric exces și la conținuturile în stibiu specificate în tabelul 1.

Trebuie arătat că în cazul soluțiilor cu concentrația de 25 g/l acid sulfuric exces, nu se pot dizolva 60 g/l stibiu ca în cazul concentrațiilor mai mari.

Valorile potențialului catodic funcție de densitatea de curent pentru concentrația de 50 g/l acid sulfuric exces și 40 g/l acid fluorhidric exces, sînt redate în tabelul 2.

Tabelul 2

Densit. de curent A/m²	Potențial catodic, mV				Densit. de curent A/m²	Potențial catodic, mV			
	5 g/l Sb	20 g/l Sb	40 g/l Sb	60 g/l Sb		5 g/l Sb	20 g/l Sb	40 g/l Sb	60 g/l Sb
0	−120	−110	−100	−100	11 000		−442	−405	−395
200	−370	−320	−300	−290	12 000		−442	−410	−395
600	−400	−390	−365	−340	15 000		−445	−412	−400
1 000	−410	−395	−370	−350	17 500		−445	−415	−400
1 600	−420	−400	−380	−360	20 000		−460	−420	−405
2 400	−430	−410	−390	−365	22 500		−460	−425	−410
3 000	−440	−415	−390	−365	25 000			−425	−410
4 000	−460	−420	−395	−370	27 500			−430	−415
5 000	−480	−420	−400	−375	30 000			−435	−420
6 000	−490	−430	−402	−380	32 500			−440	−425
7 000		−435	−402	−380	35 000			−445	−430
8 000		−437	−405	−385	37 500			−450	−435
9 000		−440	−405	−385	40 000			−455	−440
10 000		−440	−405	−390					

Pentru concentrația de 100 g/l acid sulfuric exces, sînt reprezentate în fig. 2, curbele de polarizare catodică, tot pentru 40 g/l acid fluorhidric exces, la conținuturile de 5, 20, 40 și 60 g Sb/l.

Curbele polarizării catodice pentru concentrațiile de 300 g/l acid sulfuric exces și 40 g/l acid fluorhidric exces la aceleași conținuturi în stibiu ca în fig. 2, se comportă între ele absolut similar ca cele de mai sus.

Reproductibilitatea valorilor potențialelor catodice, s-a situat în limita erorilor de 3—5%.

Toate determinările acestor potențiale s-au efectuat la temperatura electrolitului de 16—18 °C.

Din fig. 1 se observă că pentru conținutul de 5 g Sb/l valorile potențialului catodic, se diferențiază sensibil de valorile celorlalte curbe, chiar de la 200 A/mp, această diferență crescînd pe măsură ce crește densitatea de curent, rezultînd pentru acest conținut o curbă a cărei pantă este mult mai mică decît panta conținuturilor de 20 și 40 g Sb/l.

Curba pentru 5 g Sb/l din fig. 2, precum și valorile potențialului catodic pentru 5 g Sb/l din tabelul 2, se apropie mai mult de celelalte curbe, diferențe sensibile între ele începînd numai peste 2 000 A/mp. Panta lor este identică cu a curbei similare din fig. 1.

Comparînd valorile potențialelor catodice pentru conținuturile de 20, 40 și 60 g Sb/l, atît din fig. 1 cît și din tabelul 2 și fig. 2, se observă că pe măsură ce crește conținutul în stibiu din electrolit, la aceeași densitate de curent valoarea potențialului este mai mică cu o anumită cantitate, curbele avînd ascensiune aproape paralelă și cu o pantă apropiată de 90°.

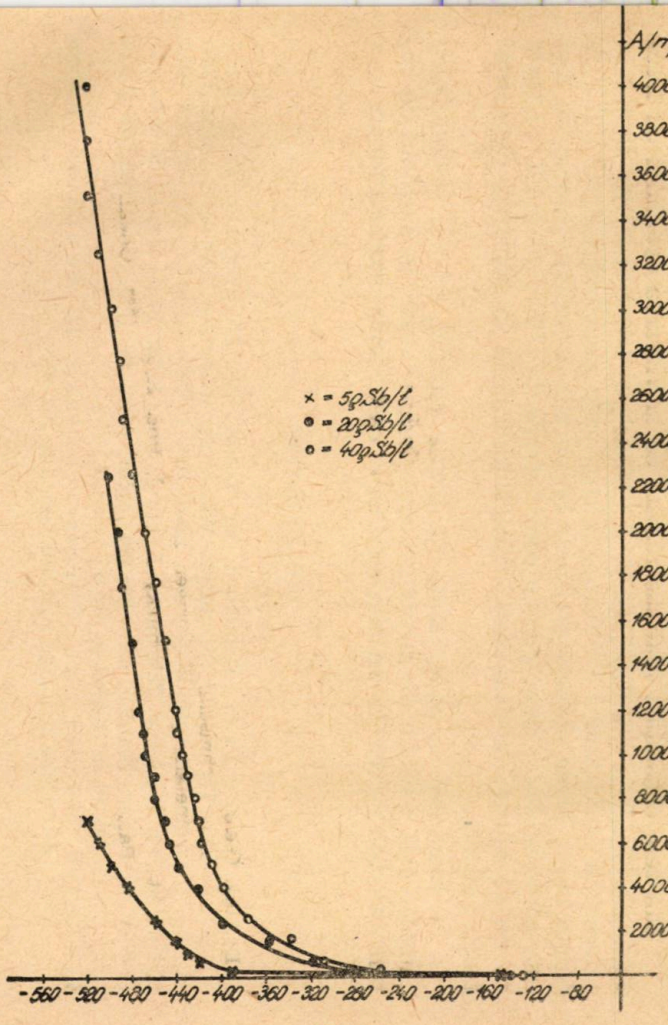

A/mp
40000
38000
36000
34000
32000
30000
28000
26000
24000
22000
20000
18000
16000
14000
12000
10000
8000
6000
4000
2000
× = 5g Sb/l
● = 20g Sb/l
○ = 40g Sb/l
-560 -520 -480 -440 -400 -360 -320 -280 -240 -200 -160 -120 -80

Fig. 1.

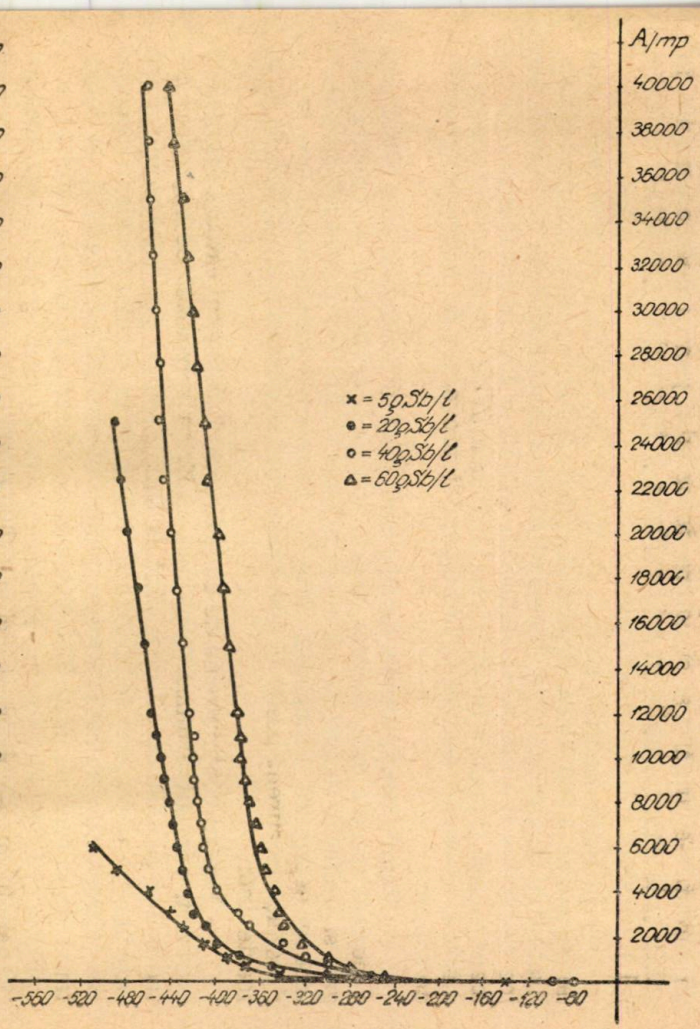

A/mp
40000
38000
36000
34000
32000
30000
28000
26000
24000
22000
20000
18000
16000
14000
12000
10000
8000
6000
4000
2000
× = 5g Sb/l
● = 20g Sb/l
○ = 40g Sb/l
△ = 60g Sb/l
-560 -520 -480 -440 -400 -360 -320 -280 -240 -200 -160 -120 -80

Fig. 2.

Paralel cu determinările potențialelor catodice funcție de densitatea de curent, s-a urmărit și structura depozitului pentru fiecare conținut în stibiu și la concentrațiile în acid sulfuric și fluorhidric specificate în tabelul 1, constatîndu-se următoarele :

— În toate cazurile, pentru conținutul de 5 g Sb/l, pînă la densitatea de curent de 3 500 A/mp, depozitul catodic a fost aderent, compact cristalizat și de culoare cenușie. Începînd de la această densitate de curent, are loc degajarea hidrogenului, depozitul catodic a fost pulverulent și de culoare neagră. Sigur că în acest caz randamentul de curent se micșorează pe măsură ce crește degajarea hidrogenului provocată de mărirea densității de curent.

— Pentru conținuturile de 20 g Sb/l, pînă la densitatea de 6 000 A/mp, depozitul catodic este aderent, foarte compact, cristalizat, de culoare alb-gris și uniform repartizat pe suprafața catodului. Peste această densitate, începe depunere dendritică, fragilă. Degajarea hidrogenului are loc la densități de curent peste 15 000 A/mp, cînd depunerea dendritică se rupe foarte ușor.

— Pentru conținuturile de 40 și 60 g Sb/l, depozitul catodic este foarte compact, aderent, frumos cristalizat, uniform repartizat pe suprafața catodului și de culoare alb-gris pînă la densitatea de cca. 7 000 A/mp, după care începe depunere dendritică la fel ca și în cazul precedent. Degajarea hidrogenului la catod începe, pentru electroliții cu 40 g Sb/l, la densitatea de curent de cca. 32 000 A/mp, indiferent de concentrația în acid sulfuric și fluorhidric exces. Pentru electroliții cu 60 g Sb/l, degajarea hidrogenului nu s-a observat nici la 60 000 A/mp.

Din cele constatate mai sus rezultă că la vibrarea catodului cu frecvența de 50 Hz și amplitudinea de 2 mm, se pot folosi densități de curent catodic de maximum 7 000 A/mp, pentru care structura depozitului este foarte bună. Peste această densitate de curent, depozitul catodic nu mai este corespunzător, chiar pentru conținuturile în stibiu de 60 g/l, cu toate că nu se ajunge la degajarea hidrogenului decît la densități de curent foarte ridicate.

În concluzie se poate arăta că, grație vibrării, efectul depolarizării catodice este deosebit de accentuat, ajungîndu-se astfel la densități de curent catodice de cca. 10 ori mai mari ca în cazul unui catod staționar.

BIBLIOGRAFIE

1. Dr. Ing. Georg Eger, Handbuch der Technischen Electrochemie. Erster Band. Die Technische Electrolyse Wasseriger Lösungen. Die Technische Electrometallurgie Wasseriger Lösungen. I Teil, Leipzig, 1961, p. 509—523.
2. František Kupka, Cchemický Prùmysl, Roč. 10/35, 1960, Čis, 12, p. 620—623.
3. * * * Patent Francez nr. 1 289 498, aplic. febr. 15, 1961. Chemical Abstracts, vol. 58, nr. 1/1963, p. 318 e.
4. Viorica Mercea, Al, Turassy, I. Iakó M. Fruchter, Revista de Chimie 8 — aug. 1965, București, p. 352—358.

5. V. V. Ostroumov, A. D. Stirkas, Nachr. Leningrader Univ.. Ser. Physic Chem. 19, nr. 10, 1963, p. 101—107. Leningrad Univ.
6. V. N. Gaprindaşvili, Soobşcenia Akademii Nauk Gruzinscoi, SSR, T. XX, Nr. 2, 1958, p. 171.
7. A. D. Stirkas, V. V. Ostroumov, G. V. Ananeva, Zh. Prikl. Khim., SSSR, 1964, 37, Nr. 11, p. 2 431—7.
8. Gheorghe Facsko, Revue Roumaine de Chimie, Tom. 11, Nr. 2, février 1966, p. 191—205.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОВЫШЕННОЙ РАФИНИРОВАНИИ СУРЬМЫ ЭЛЕКТРОЛИЗОМ С ВИБРИРОВАННЫМ КАТОДОМ (I)

УСТАНОВЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ФАКТОРОВ НА КАТОДЕ ПРИ УСЛОВИЯХ ЕГО ВИБРАЦИИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется влияние вибрации катода на катодный потенциал в зависимости от плотности тока в фторо-сульфатом электролите при различных концентрациях сурьмы, серной кислоты и фтористого водорода, взятых в избытке.

Экспериментальные данные показывают, что при вибрации катода его плотности тока, которое можно использовать, в 10 раз больше по сравнению с плотностями стационарного катода.

Структура осадков сурьмы, при этих плотностях тока, во всех случаях была компактной, прилипной и кристаллической.

При плотностях тока выше этих, осадок становится несоответствующим.

ÉTUDE DU RAFFINAGE AVANCÉ DE L'ANTIMOINE PAR ÉLECTROLYSE À CATHODE VIBRÉE (I)

DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES OPTIMUMS À CATHODE DANS DES CONDITIONS DE VIBRATION DE CETTE DERNIÈRE

(RESUMÉ)

Ce travail présente une étude concernant l'influence de la vibration de la cathode sur le potentiel cathodique, fonction de la densité de courant, en électrolyte de fluorure-sulfate, à diverses concentrations d'antimoine, d'acide sulfurique et d'acide fluorhydrique en excès.

Les résultats prouvent que lors de la vibration de la cathode, les densités de courant cathodique qui peuvent être utilisées sont d'environ 10 fois plus grandes par rapport à une cathode stationnaire. La structure du dépôt d'antimoine a ces densités de courant a été, dans tous ces cas, compacte, adhérente, cristallisée. Au-delà des limites presentées ci-dessus, le dépôt n'a plus les propriétés requises.

CINETICA DESCOMPUNERII TERMICE A FEROCIANURILOR SIMPLE ȘI MIXTE DE ARGINT ȘI TALIU

DE

P. TRIBUNESCU și GH. PÎRLEA

La studiul combinațiilor simple și mixte, formate de anionii $[Co(CN)_6]^{3-}$ și $[Fe(CN)_6]^{3-}$, cu cationii Ag^+ și Tl^+, s-a observat că unele proprietăți ale acestora variază în mod regulat, pe măsura substituirii ionului Ag^+ prin Tl^+.

Astfel prin trecerea de la combinația simplă de argint, la combinația simplă de taliu, crește solubilitatea în apă, după cum crește și stabilitatea termică în același sens [1], [2]. Energia de activare a descompunerii termice, crește de asemenea, [3], [4], în timp ce frecvența vibrației legăturii C—N, din spectrul I.R., scade în seria respectivă, de la argint spre taliu [5].

Posibilitatea formării unor combinații mixte a celor doi cationi a fost pusă în evidență și pentru anionul $[Fe(CN)_6]^{4-}$, cu care aceștia formează combinațiile mixte : $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ și $Ag_3Tl\,[Fe(CN)_6]$. pe lîngă cele două simple : $Ag_4[Fe(CN)_6]$ și $Tl_4[Fe(CN)_6]$. Solubilitatea în apă și stabilitatea termică, crește și la aceste combinații, în același sens, de la $Ag_4[Fe(CN)_6]$ către $Tl_4[Fe(CN)_6]$ [6].

În lucrarea de față ne-am propus să facem un studiu asupra cineticii reacției de descompunere termică, pentru a vedea dacă și în viteza de descompunere și mai ales în valorile energiei de activare, ale acestor combinații, se observă aceleași regularități, ca și la seriile studiate anterior.

Descompunerea termică a celor patru ferocianuri, are loc după schema generală :

$$A_s \rightarrow B_s + C_g$$

în care faza gazoasă o constituie dicianul. Procesul decurgînd cu pierderea în greutate a fazei solide, cinetica acestuia s-a urmărit prin înregistrarea modificării în greutate a probelor supuse descompunerii, la o termobalanță.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Pentru determinările experimentale s-au luat cantităţi de substanţă cuprinse între 0,1—0,2 grame, a căror variaţie în greutate s-a putut urmări comod la termobalanţă.

În interpretarea datelor măsurate, s-a ţinut seama de faptul că viteza descompunerii substanţelor solide, cu formarea unei faze gazoase, este proporţională cu suprafaţa granulelor supuse descompunerii [7], [8], încît expresia vitezei de reacţie poate fi scrisă în forma :

$$-\frac{dm}{dt} = k \cdot s .$$

care prin substituiri convenabile şi integrare, devine :

$$m^{1/3} = m_0^{1/3} - k' \cdot t.$$

În această ecuaţie, care arată o dependenţă liniară între rădăcina cubică a masei substanţei supusă descompunerii şi timpul de reacţie t, constanta k' reprezintă o constantă proporţională cu constanta de viteză a reacţiei, k.

Descompunerea $Ag_4[Fe/CN/_6]$

Datele termogramei $Ag_4[Fe(CN)_6]$ arată că substanţa uscată la 100 °C pierde complet urmele de apă provenită din umiditate şi că descompunerea acesteia are loc doar peste 150 °C, încît cinetica procesului a fost urmărită izoterm între 140 şi 195 °C, domeniu în care reacţia are loc cu viteză măsurabilă şi uşor de urmărit.

În figura 1 s-au reprezentat grafic valorile $m^{1/3}$, în funcţie de timpul de încălzire, obţinîndu-se pentru fiecare temperatură, dreptele corespun-

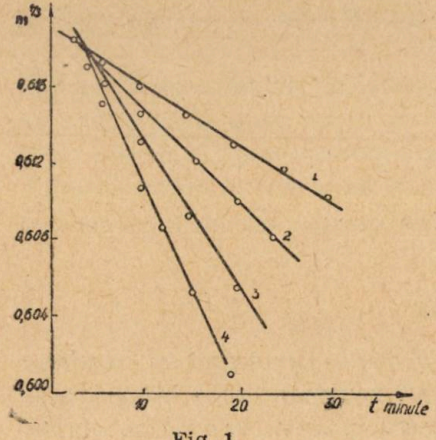


Fig. 1.

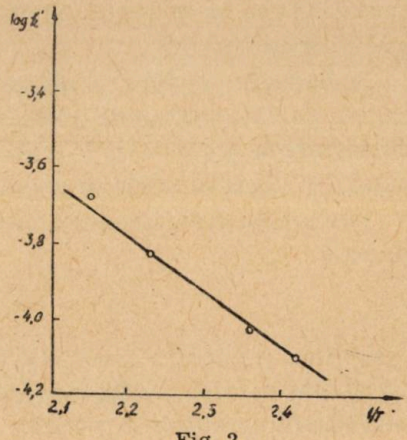


Fig. 2.

zătoare. Din panta fiecărei drepte s-au calculat constantele k', ale căror valori sînt următoarele :

$T\,^0$K.	413	423	448	468
$k' \cdot 10^4$	0,80	0,95	1,52	2,15

Pentru calculul energiei de activare, în figura 2 s-au reprezentat valorile log k' în funcţie de $1/T$, din care se vede că valorile calculate — în limita erorilor experimentale — se aşează după o dreaptă, conform legii lui Arrhenius. Din panta dreptei obţinute s-a calculat energia de activare a procesului, a cărei valoare este : $E = 6\,870$ cal/mol şi din ordonata la origine s-a obţinut factorul preexponenţial $A' = 0{,}34$ gr$^{1/3}$. min.$^{-1}$, proporţional cu factorul preexponenţial al ecuaţiei lui Arrhenius.

Descompunerea $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$

Deoarece datele termogramei $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$ arată că aceasta se descompune la o temperatură mai ridicată, decît combinaţia precedentă, cinetica procesului de descompunere termică s-a urmărit între temperaturile 195 şi 240 °C.

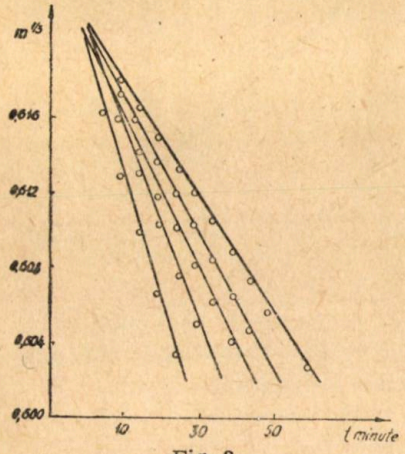


Fig. 3.

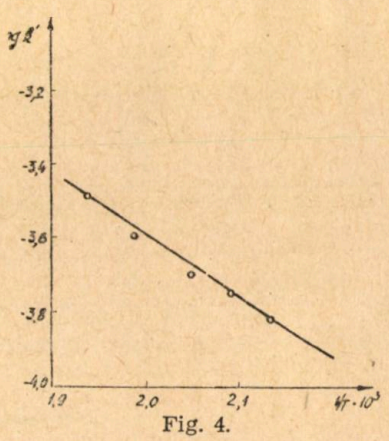


Fig. 4.

Datele obţinute sînt reprezentate în figura 3, obţinîndu-se dreptele izoterme respective. Din panta dreptelor s-au calculat constantele k', ale căror valori în funcţie de temperatură sînt :

$T°K$	468	478	488	503	513
$k' \cdot 10^4$	1,53	1,80	2,00	2,53	3,20

Pentru calculul energiei de activare şi factorului preexponenţial, în figura 4 s-au reprezentat valorile log k' în funcţie de $1/T$.

Energia de activare a descompunerii $Ag_3[Fe(CN)_6]$, găsită, este egală cu : $E = 7\,650$ cal/mol, iar $A' = 0{,}53$ g$^{1/3}$. min^{-1}.

Descompunerea $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$

Temperatura la care combinația $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ începe să se descompună fiind mai ridicată decît a combinațiilor arătate anterior, cinetica procesului de descompunere termică s-a urmărit între 250 și 300 °C.

În figura 5 sînt reprezentate valorile $m^{1/3}$ în funcție de timp, valori care se așează de asemenea pe drepte izoterne. Din panta fiecărei drepte s-au calculat constatele de viteză k', pentru temperaturile de lucru, după cum urmează :

$T°K$	523	538	548	573
$k' \cdot 10^4$	1,73	2,20	2,70	4,06

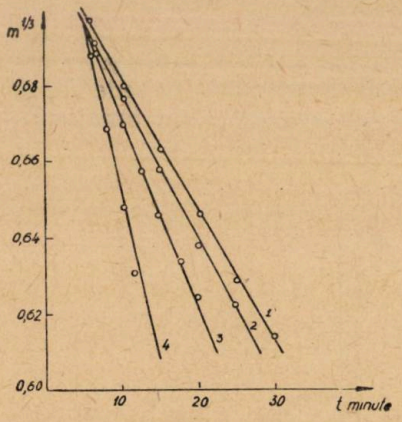


Fig. 5.

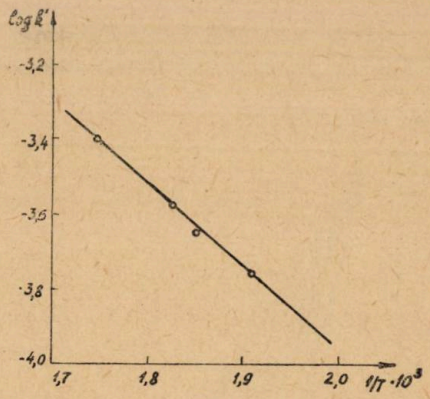


Fig. 6.

Energia de activare $E = 10\,300$ cal/mol și factorul preexponențial $A' = 3{,}47\ g^{1/3} \cdot min^{-1}$, pentru descompunerea $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$, s-au calculat cu ajutorul datelor de mai sus, reprezentate în figura 6.

Descompunerea $Tl_4[Fe(CN)_6]$

Sarea de taliu descompunîndu-se cu viteză măsurabilă la temperatura cea mai ridicată, între combinațiile seriei, cinetica procesului de descompunere a acestei combinații s-a urmărit între 310—380 °C.

Izotermele prezentate în figura 7 au permis calculul constantelor de viteză k', pentru fiecare temperatură în parte și ale căror valori sînt arătate mai jos :

$T°K$	583	593	608	618	638	653
$k' \cdot 10^4$	0,97	1,22	1,60	2,00	2,72	3,40

Prin reprezentarea grafică a logaritmului acestor valori în funcție de $1/T$ — în figura 8 — s-a calculat energia de activare, a cărei valoare este : $E = 12\,910$ cal/mol, precum și factorul preexponențial $A' = 7{,}15\ g^{1/3}\ .min^{-1}$.

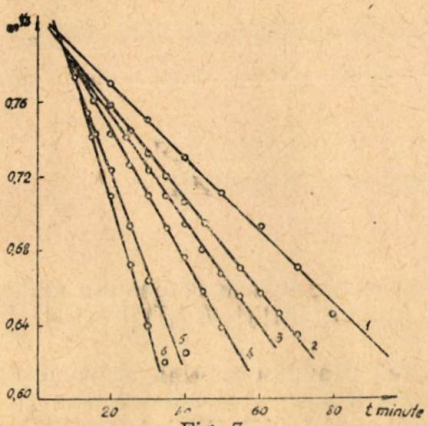


Fig. 7

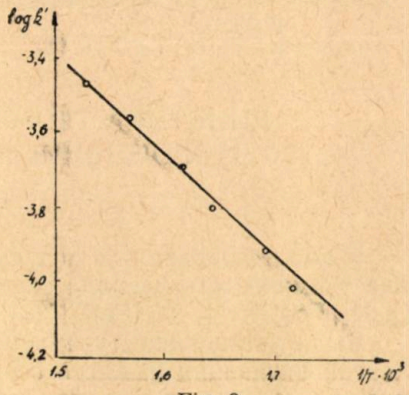


Fig. 8.

Din compararea valorilor obținute pentru energia de activare a combinațiilor studiate, se observă că valorile acesteia cresc de la $Ag_4[Fe(CN)_6]$ către $Tl_4[Fe(CN_6)]$:

	$Ag_4[Fe(CN)_6]$	$Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$	$Ag_2Tl_2[Fe(CN_6)]$	$Tl_4[Fe(CN)_6]$
E	6870	7650	10300	12910 cal/mol.

Se observă astfel că energia de activare crește pe măsura scăderii numărului de ioni Ag^+ și respectiv a creșterii numărului de ioni Tl^+, în seria de combinații arătate.

Ținînd seama că descompunerea ferocianurilor începe prin ruperea legăturilor Fe—CN, deducem că, în comparație cu ionul Tl^+, prezența ionilor Ag^+ în rețeaua cristalină a acestor combinații labilizează legăturile dintre Fe și gruparea CN.

Același sens de variație se observă și pentru valorile factorilor preexponențiali :

	$Ag_4[Fe(CN)_6]$	$Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$	$Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$	$Tl_4[Fe(CN)_6]$
A'	0,34	0,53	3,47	7,15 $gr^{1/3}\,min^{-1}$

fapt care arată că și entropiile de activare cresc de la $Ag_4[Fe(CN)_6]$ spre $Tl_4[Fe(CN)_6]$, la fel ca și energiile de activare ale descompunerii termice.

BIBLIOGRAFIE

1. Drăgulescu C. și Tibunescu P., Studii și Cercet. Șt. Chim. Acad. R.P.R. Baza Timiș., 1958, t. V, p. 11.
2. Drăgulescu C. și Tribunescu P., Studii și Cercet. Șt. Chim. Acad. R.P.R. Baza Timiș., 1959, t. VI, p. 59.
3. Tribulescu P. și Pîrlea Gh. Bul. Științ. și Tehnic, Inst. Polit. Timiș., 1964, t. 9 (23), p. 67.

4. Tribunescu P. şi Pîrlea Gh., Bul. Ştiinţ. şi Tehnic, Inst. Polit. Timiş., 1965, t. 10/24/, p. 89.
5. Tribunescu P. şi Dronca E., Revue Roum. de Chimie, 1965, t. 10 p. 439.
6. Drăgulescu C. şi Tribunescu P., Studii şi Cercet. Şt. Chim. Acad. R.P.R. Baza Timiş., 1958, t. V, p. 19.
7. Kadleţ O. şi M. M. Dubinin, Izv. Akad Nauk. S.S.S.R. atd. him. 1958, t. 9, p. 1031.
8. Roginski S. şi Todes O., Acta Physicochimic U.R.S.S., 1940, t. 13, p. 803.

КИНЕТИКА ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗЛОЖЕНИЯ ДЕРРОЦИАНИСТОГО СЕРЕБРА И ТАЛИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводятся результаты полученные при исследовании кинетики термического распада соединений : $Ag_4[Fe(CN)_6]$, $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$, $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$, $Tl_4[Fe(CN)_6]$.

Были установлены уравнения скоростей реакции и были вычислены энергии активации каждого соединения. На основе величин энергии активации выяснилось что легче всех распадается $Ag_4[Fe(CN)_6]$ и труднее всех $Tl_4[Fe(CN)_6]$. Это указывает на то, что присутствие Ag^+ в хрустальной сети ослабляет связи Fe—CN, по сравнению с ионом Tl^+ который придаёт им большую скорость.

DIE KINETIK DER THERMISCHEN ZERSETZUNG DER FERROCYANIDE DES SILBERS UND THALLIUMS

(ZUSAMMENFASSUNG)

In vorliegender Arbeit wurde die Kinetik der thermischen Zersetzung der volgenden Verbindungen : $Ag_4[Fe(CN)_6]$, $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$, $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ und $Tl_4[(CN)_6]$ untersucht.

Aus den Gleichungen der Reaktionsgeschwindigkeiten die aufgestellt wurden, konnten din Konstanten der Reaktionsgeschwindigkeiten bei mehrerenTemperaturen und die Aktivierungsenergien für jede Verbindung bestimmt werden. Aus diesen Daten ersieht man empfindliche Änderungen der Aktivierungsenergien beim Übergang von einer Verbindung zur anderen.

CONTRIBUȚII LA TEHNOLOGIA ACIDULUI 2-AMINOFENOL-4-SULFONIC

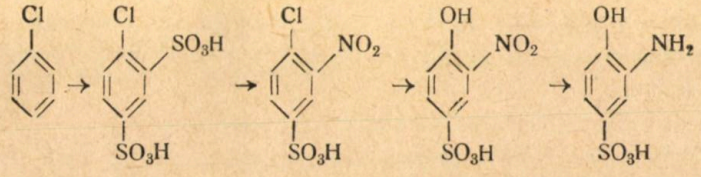
DE

ILSE BACALOGLU și J. REICHEL

din laboratorul de Tehnologia coloranților organici și al produselor intermediare al Institutului politehnic Timișoara.

INTRODUCERE

Dintre toate posibilitățile preparative, în literatura de specialitate studiată [1—5] se discută numai calea tehnologică după următoarea schemă generală :



Acest produs intermediar important se fabrică și la noi în țară, după aceeași schemă generală.

Deoarece procesul tehnologic aplicat duce la rezultate care nu pot fi considerate a fi satisfăcătoare nici din punct de vedere cantitativ și nici din cel calitativ (randament : ~35% față de clorbenzen ; puritatea produsului, sub formă de pastă neagră : ~50%), am cercetat experimental toate etapele procesului.

Introducînd în procesul tehnologic unele schimbări și mai ales trei modificări importante, nesemnalate în literatură în tehnologia acestui intermediar, — una în etapa de separare a 2-nitro-clorbenzen-4-sulfonatului de sodiu, alta în etapa de reducere a acidului 2-nitrofenol-4-sulfonic și a treia modificare în etapa de separare a acidului 2-aminofenol-4-sulfonic, s-au putut realiza rezultate mult superioare atît cantitativ cît și calitativ (randament : peste 73% față de clorbenzen ; puritatea produsului, sub formă de cristale romboedrice, cu o slabă nuanță violacee : ~93%).

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Sulfonarea și nitrarea clorbenzenului

Verificarea variantei de sulfonare și de nitrare, apoi de separare a 2-nitroclorbenzen-4-sulfonatului de sodiu, după BIOS [4] a dat rezultate total nesatisfăcătoare indicînd o nitrare incompletă.

Sulfonarea s-a făcut cu H_2SO_4 100%, raportul molar față de clorbenzen fiind 5.63, timp de 5 ore la 90—95 °C pentru adăugarea agentului de sulfonare și timp de $1^1/_2$ ore la aceeași temperatură pentru desăvîrșirea reacției. Nitrarea imediat următoare s-a făcut cu HNO_3 de 67.5%, cu un exces de 12%, la 20—30 °C timp de 6 ore. Separarea produsului format din amestecul diluat cu apă s-a făcut cu Na_2SO_4, $Ca(OH)_2$, eliminarea gipsului prin filtrare, concentrarea filtratului și cristalizare.

Executînd nitrarea în aceleași condiții, însă după o altă indicație [3] la temperatura de 35—40 °C și păstrînd aceeași metodă de separare, rezultatele au fost ceva mai bune.

În felul acesta s-au obținut randamente de ~60% față de clorbenzen, iar puritatea preparatelor a fost de ~62%.

Considerînd că randamentele nesatisfăcătoare în aceste etape se datoresc atît unor reacții incomplete, cît și mai ales pierderilor relativ mari la separarea intermediarului, am examinat efectul preparativ al unor schimbări relativ mici în cele două etape chimice ale procesului și al unei modificări importante în etapa de separare a 2-nitroclorbenzen-4-sulfonatului de sodiu.

Cele mai bune rezultate s-au obținut în felul următor :

— sulfonare cu H_2SO_4 monohidrat, raportul molar față de clorbenzen fiind 4.95, sub agitare timp de 2 ore la 90—95 °C pentru adăugarea agentului de sulfonare și timp de 5 ore la temperatura de 95—100 °C pentru desăvîrșirea reacției ;

— nitrare sub agitare cu HNO_3 de 67,5%, cu un exces de 5% timp de 1 oră la 20—30 °C pentru adăugarea agentului de nitrare și apoi timp de 12 ore, la temperatura de 35—40 °C pentru desăvîrșirea reacției.

Metoda aplicată pentru *separarea 2-nitroclorbenzen-4-sulfonatului de sodiu* reprezintă o modificare importantă și deosebit de favorabilă a procesului tehnologic și constă în următoarea succesiune a operațiilor : masa rezultată la nitrare se răcește la temperatura de 0—5 °C cînd are loc cristalizarea acidului sulfonic. Se filtrează la rece și apoi se dizolvă pe filtru într-un volum redus de apă. Filtratul se neutralizează cu Na_2CO_3 solid și se lasă să stea la rece, după care se filtrează și se usucă.

Lucrînd în felul acesta, se obțin randamente de 86% (produs calculat 100%) față de clorbenzen, 2-nitroclorbenzen-4-sulfonatul de sodiu avînd puritatea de 77% (determinată prin reducere și diazotare).

Hidroliza 2-nitroclorbenzen-4-sulfonatului de sodiu

Varianta de hidroliză alcalină indicată în literatură [3] s-a dovedit a fi satisfăcătoare.

S-a lucrat cu o soluție apoasă de NaOH de concentrație 13%, raportul NaOH : sulfonat de sodiu fiind de 2,38 : 2,96, agitînd timp de 15 ore la fierbere (105—106 °C). După răcirea amestecului, 2-nitrofenol-4-sulfonatul de sodiu s-a separat prin filtrare. Randamentele (calculate în produs 100%) față de produsul inițial au fost între 86,5—88%, iar puritatea preparatului între 59—77% (determinată prin reducere și diazotare).

Reducerea acidului 2-nitrofenol-4-sulfonic

Verificarea experimentală a procesului de reducere cu sulfură de sodiu [1], [3] a dus, în toate variantele și sub toate aspectele, la rezultate nesatisfăcătoare.

Metoda de reducere cu pulbere de fontă și acid clorhidric apos, cum se aplică într-o uzină în țară, duce la randamente bune (~89% din cel teoretic), dar puritatea produsului este mică (~45%, determinată prin diazotare).

La un mol de acid nitrofenolsulfonic se aplică 2.7 moli pulbere de fontă și 2.94 moli de acid clorhidric. Temperatura de 80—90° se menține timp de 3 ore. Pentru separare, amestecul redus se neutralizează cu o soluție de NaOH 30% și o soluție de Na_2S 10%, apoi se agită 15 minute cu cărbune activ și o cantitate mică de $Na_2S_2O_4$. După filtrare la cald, filtratul se concentrează și se acidulează.

În vederea îmbunătățirii calității produsului, am examinat numeroase posibilități de schimbare a unor parametri, mai ales cu privire la pH-ul mediului, la raportul reactanților și la durata procesului.

Rezultate deosebit de favorabile din toate punctele de vedere (cantitativ, calitativ și economic) s-au realizat, lucrînd în mediu de acid formic (1 mol) cu un adaos de acid clorhidric (1 mol HCl apos de 30%), la temperatura de 80—90 °C timp de numai $1^1/_2$ oră și în prezența unei cantități mărite de fontă (și anume utilizînd 4.32 moli fontă mărunțită), toate datele cantitative fiind raportate la 1 mol de 2-nitrofenolat-4-sulfonat de sodiu, care se adaugă treptat la amestecul energic agitat.

Pentru separare, se poate aplica în esență același procedeu ca mai sus, cu acea deosebire importantă că, în faza de concentrare a soluției finale, evaporarea se face la presiunea redusă (sau eventual într-o atmosferă inertă de CO_2), pentru că numai în felul acesta se poate evita oxidarea parțială și asigura puritatea înaltă și culoarea deschisă a produsului.

Amestecul redus se neutralizează cu o soluție de NaOH 30% apoi se agită timp de 15—20 minute cu cărbune activ și eventual o cantitate mică de $Na_2S_2O_4$, după care se filtrează la cald, filtratul se concentrează la presiune redusă și apoi se acidulează.

Aceste metode de reducere și de separare s-au dovedit a fi modificări deosebit de importante ale procesului tehnologic. Randamentul etapei este de ~97% din cel teoretic, iar puritatea produsului este de ~93%. Acidul 2-aminofenol-4-sulfonic obținut se prezintă sub formă de cristale romboedrice incolore cu o slabă nuanță violacee, și unitar din punct de vedere cromatografic pe hîrtie.

S-a aplicat controlul cromatografic ascendent pe hîrtie utilizînd doi eluenți și anume : a) butanol : acid acetic : apă — 5 : 1 : 2 și b) butanol : piridină : apă — 6 : 4 : 3. S-a identificat o singură componentă, față de 4 componente ale produsului „Getica"-București și față de 2 componente ale produsului etalon „Bayer"-Germania.

Pentru a controla și calitatea tehnologică a produsului obținut, s-au efectuat în laborator patru sinteze de coloranți (Violet acid cromatabil N, Roșu acid cromatabil RB, Mordant oranj și Antracen albastru FR). Acești coloranți au dat în toate cazurile vopsiri bune.

CONCLUZII

Acidul 2-aminofenol-4-sulfonic este un produs intermediar important în tehnologia unei categorii de coloranți azoici. Acest produs se fabrică și la noi în țară după schema generală indicată în introducere.

Deoarece procesul tehnologic aplicat duce la rezultate care nu pot fi considerate a fi satisfăcătoare, s-au cercetat experimental toate etapele procesului.

Introducînd în procesul tehnologic unele schimbări și mai ales trei modificări importante — una în etapa de separare a 2-nitroclorbenzen-4-sulfonatului de sodiu, a doua în etapa de reducere a acidului 2-nitrofenol-4-sulfonic și a treia în etapa de separare a acidului 2-aminofenol-4-sulfonic — s-au putut realiza rezultate mult superioare.

Acidul 2-aminofenol-4-sulfonic astfel preparat se obține cu randamente de peste 73% din cel teoretic față de clorbenzenul inițial ; produsul fiind unitar din punct de vedere cromatografic, prezentîndu-se sub formă de cristale cu o slabă nuanță violacee și avînd puritatea anilitică de 93%.

BIBLIOGRAFIE

1. J. R. Minovitch, Color Trade Journ., *9*, 240 (1921) ; C. A., *16*, 2996 (1922).
2. A. M. Popov, Anilinokrasohnaia Prom., *3*, 391 (1933) ; C. A. *28*, 1670 (1934).
3. G. I. Gushon, J. prikl. him., *9*, 878 (1936) ; C. A. *30*, 1671 (1934).
4. BIOS Final Report, nr. 1153, p. 33 ; după Ullmanns Enzyklopädie der technischen Chemie, Vol. XII. p. 787 ; Ed. III. Urban-Schwarzberg, München-Berlin, 1953.
5. H. Sanielevici și L. Floru, *Sinteza intermediarilor aromatici și a coloranților*, Ed. Tehnică, București, 1965, p. 168 și 101.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ТЕХНОЛОГИИ 2-АМИНО-ФЕНОЛ-СУЛЬФОКИСЛОТЫ-4

(РЕЗЮМЕ)

2-амихо-феколь-сульфокислота-4 является важным промежуточным продуктом в технологии одной категории азокрасителей. Этот продукт получается и в нашей стране по показанной схеме.

Так как технологический процесс, применяемый в промышленности не даёт соответствующие результаты, нами были исследованы все этапы процесса.

В технологическом процессе нами были сделаны некоторые изменения, а именно три важных изменения — одно в этапе разделения натровой соли 2-нитро-хлорбензол-сульфокислоты-4 ; второе в этапе восстановления -2 нитро-фенол-сульфокислоты-4, а третьее в этапе разделения 2-амино-фенол-сульфокислоты-4, что позволило получить очень хорошие результаты.

Выход, полученной нами 2-амино-фенол-сульфокислоты-4, является 73% по сравнению с теоретическим выходом введенного хлорбензола. Хроматографически продукт является единым. Он представляет собой кристалическим продуктом слабого фиолетового оттенка с 93% аналитической чистоты.

BEITRÄGE ZUR TECHNOLOGIE DER 2-AMINOPHENOL-4-SULFONSÄURE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die 2-Aminophenol-4-sulfonsäure spielt eine wichtige Rolle als Zwischenprodukt in der Technologie einer Kategorie von Azofarbstoffen und wird auch bei uns industriell hergestellt.

Die Ergebnisse der angewandten Technologie können jedoch keineswegs als zufriedenstellend angesehen werden. Wir untersuchten daher jede Phase des technologischen Prozesses.

Einige Änderungen und vor allem drei wichtige Modifikationen — eine gelegentlich der Isolierung des 2-Nitro-chlorbenzol-4-natriumsulfonats, eine andere in der Reduktionsphase der 2-Nitrophenol-4-sulfonsäure, und schliesslich eine weitere gelegentlich der Isolierung der angestrebten 2-Aminophenol-4-sulfonsäure — liessen wesentlich grössere Ausbeuten und ein qualitativ hochwertiges Produkt erzielen.

Die auf diesem Wege erhaltene 2-Aminophenol-4-sulfonsäure ergab sich mit Ausbeuten von über 73% (als 100%-iges Produkt auf das Ausgangs-Chlorbenzol berechnet) ; während die analytische Reinheit des papierchromatographisch einheitlichen Produkts (schwach violett nuancierte Kristalle) 93% betrug.

CONTRIBUȚII LA PROCESUL DE LIMPEZIRE AL APELOR DE SUPRAFAȚĂ PRIN FOLOSIREA UNUI COAGULANT DIN ZGURI DE TERMOCENTRALE

DE

V. COCHECI, R. TAUBERT, F. WINTER, E. RETEZAN

Folosirea apelor de suprafață în vederea alimentării cu apă a centrelor populate prezintă o importanță din ce în ce mai mare, ele reprezentînd principala sursă pentru satisfacerea consumului în continuă creștere. Apele de suprafață necesită tratamente suplimentare, dintre acestea procesului de limpezire revenindu-i un rol foarte important. Astfel se explică cercetările continue în acest domeniu [1], [2], [3], [4], care caută să îmbunătățească atît procesul tehnologic, cît și eficiența economică.

În prezenta lucrare autorii au studiat posibilitatea obținerii unui coagulant dintr-un deșeu industrial, care rezultă în cantități mari la termocentrale. Aceste zguri conținînd silicați de fier și de aluminiu, prin tratare cu un acid tare se pot solubiliza cationii de fier și de aluminiu și să se treacă o parte din acidul silicic sub formă de silice activă — activator în procesul de coagulare. În țara noastră prof. univ. T. Ionescu a obținut un coagulant bun, pornind de la zguri metalurgice [5].

În încercările efectuate de autori s-a folosit o zgură cu următoarea compoziție a părții solubile în HCl concentrat :

Fe_2O_3	9,25—11,45%
Al_2O_3	1,32— 1,82%
SiO_2	6,10— 6,55%
CaO	0,23—0,31%

În vederea stabilirii condițiilor optime ale procesului de solubilizare s-au încercat diferiți acizi variind parametrii reacției (Diagramele 1, 2, 3).

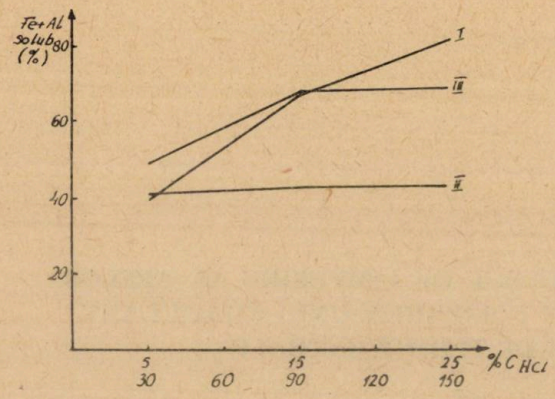


Diagrama 1. I. — t=30′, T=90 °C, Z/A=teor., C_{HCl}=variabil ; II. — t=90′, T=20°, Z/A=teor., C_{HCl}= =variabil ; III. — T=20°, Z/A= =1 : 1, C_{HCl}=15 %, t=variabil.

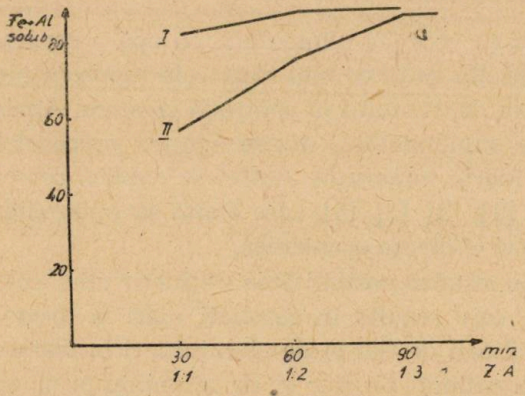


Diagrama 2. I. — T=90°, Z/A= =1 : 3, C_{HCl}=15 %, t=variabil ; II. — T=90°, t=60′, C_{HCl}=15 %, Z/A=variabil.

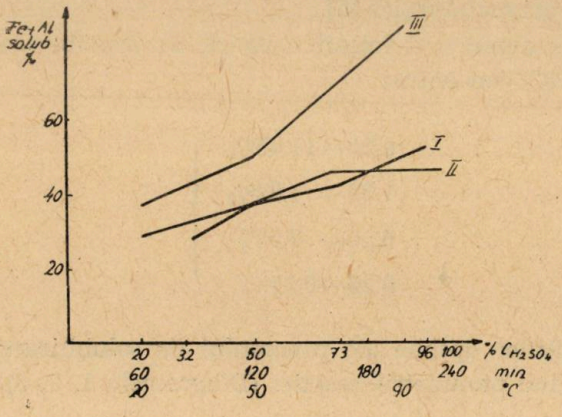


Diagrama 3. I. — t=120′, T=20°, Z/A=teor., $C_{H_2SO_4}$=variabil ; II. — T=20°, Z/A=teor., $C_{H_2SO_4}$=50 %, t=variabil ; III. — t=180′, Z/A= =teor., $C_{H_2SO_4}$=50 %, T=variabil.

Se menționează că toate încercările cuprinse în diagramele de mai sus s-au efectuat sub agitare continuă. Datele obținute în cazul solubilizării fără agitare sînt cuprinse în tabelul 1.

Tabelul 1

Nr. probei	Agend de solub	Conc. acid %	Raportul zgură/acid	Timpul minute	Temperatura °C	FeAlso %
1	HCl	15	1:1	90	20	49,2
2	HCl	15	1:1	180	20	60,2
3	HCl	15	1:1	270	20	59,6
4	HCl	15	1:1	24 ore	20	60,9
5	H_2SO_4	15	1:0,34	180	90	74,0

Din datele cuprinse în diagramele 1—3 și tabelul 1 rezultă că creșterea concentrației, mărirea timpului de contact și a temperaturii, permite o solubilizare mai intensă a fierului și aluminiului. Agitarea continuă asigură rezultate mai bune. Se observă însă că și în lipsa agitării randamentele de solubilizare obținute sînt satisfăcătoare, necesitînd însă durate de contact mai mari. În schimb crește prin aplicarea procedeului din urmă eficiența economică.

Eficacitatea soluțiilor de coagulant obținute a fost verificată prin tratarea apei canalului Bega pentru o gamă mare de turbidități (17° SiO_2—660° SiO_2).

Dintre numeroasele probe executate s-au cuprins în diagramele 4 (ape cu turbiditate mai mică) și 5 (ape cu turbiditate mare) numai rezultatele optime, atît pentru coagulanții din zgură cît pentru cei uzuali, încercați pentru comparație. Tuturor probelor li s-au adăugat cantitățile necesare de lapte de var și clor. Turbiditatea s-a determinat cu un fotocolorimetru Dr. Lange.

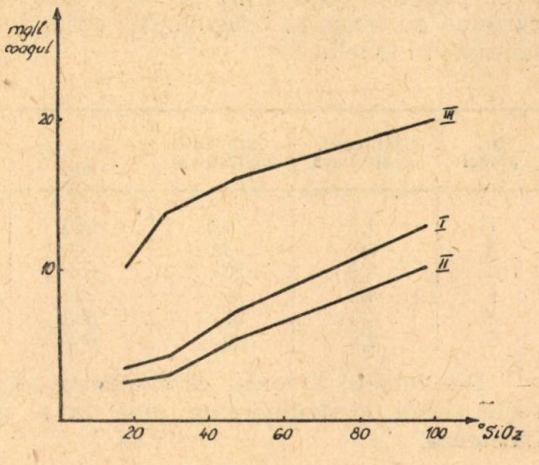


Diagrama 4. I. — Coagulant extras cu HCl ; II. — Coagulant extras cu H_2SO_4 ; III. — $Al_2(SO_4)_3$.

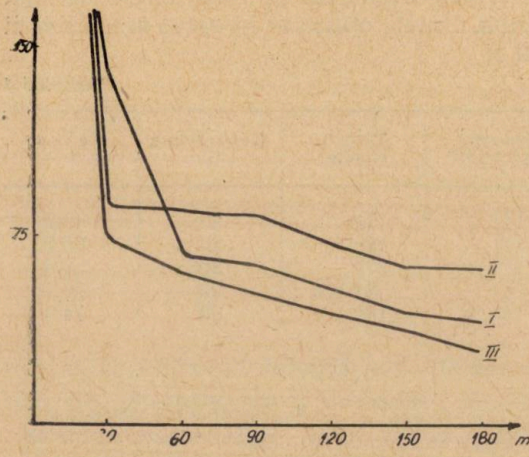


Diagrama 5. I. — Coagulant $FeSO_4$; II. — Coagulant zgură.

Rezultatele cuprinse în diagramele 4 și 5 arată că în cazul coagulantului rezultat din zgură sînt necesare cantități mult mai mici, obținîndu-se și o limpezire mai bună. Aceasta se datorește silicei activate, fapt confirmat și de rezultatele comparative pentru probe de coagulant filtrate și nefiltrate, cuprinse în tabelul 2.

Tabelul 2

Nr. probei	Cant. coag. mg/litru apă	Felul coagulant	Timp ore	Turbiditate °SiO_2	
				inițial	final
1	5,04	Probă filtr.	3	45	18
2	5,04	Pr. nefiltr.	3	45	6
3	10,08	Pr. filtrată	3	98	26
4	10,08	Pr. nefiltr.	3	98	14

Ținîndu-se seama de faptul că literatura recomandă la coagulare folosirea polielectroliților [6], [7], s-au făcut încercări folosind și adausuri de cărbune sulfonat la coagulantul obținut de autori. Rezultatele sînt consemnate în tabelul 3.

Tabelul 3

Nr. probei	Cant. coag. mg/litru apă	Cărb. sulf mg/litru apă	Turbiditate °SiO_2			
			init.	60′	120′	180′
1	4,8	1,5	660	194	93	45
2	4,8	3,0	660	58	40	32
3	4,8	20	660	52	27	25
4	4,8	30	660	43	33	30
5	2,5	20	660	54	36	35
6	2,5	30	660	48	38	38

Din tabelul 3 reiese că creșterea adausului de cărbune sulfonat mărește viteza de sedimentare pînă la o anumită limită cînd acest efect încetează.

CONCLUZII

1. Valorificarea zgurilor de termocentrale în vederea obținerii unui coagulant se poate face în condițiuni economice prin tratarea lor cu acid clorhidric și acid sulfuric diluat.

2. Datorită conținutului de silice activată, cantitatea de coagulant necesară este mai mică decît în cazul coagulanților obișnuiți, concomitent reducîndu-se și timpul de sedimentare.

3. Folosirea cărbunelui sulfonat ca activator în procesul de coagulare permite reducerea timpului de depunere.

BIBLIOGRAFIE

1. Höfer P., Ges. Ing. 76, 270, (1955).
2. Hazen A., Inst. of. Sew. Purif. 6, 521, (1961).
3. Conley A., Pitman, J.A.W.W. 52, 1319 (1960).
4. Langworth V. W., J.A.W.W. 50, 56 (1958).
5. Ionescu T., Invenție 1960.
6. Crook E. H., Pollio F. X., Removal of soluble organic and inorganic materials by flocculation, Annual Meeting of the International Water Conference, Pittsburgh, Pennsylvania, 20—22. oct. 1965.
7. Rhame G. A., Water and Sewage Works 111, 44 (1964).

К ПРОЦЕССУ ОСВЕТЛЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ ВОД ПУТЕМ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ КОАГУЛЯТОРА ИЗ ШЛАКА. ТЕРМОЦЕНТРАЛЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется возможность получения коагулятора для осветления вод, из шлаков термоцентралей. При обработке шлака солянной кислотой, соответственно серной кислотой был получен, при определенных температурных и концентрационных условиях, раствор, который помимо железа и алюминия содержит активный кремнезём.

Результаты описанные в работе указывают на преимущества использования найденного коагулятора по сравнению с обычными. Был использован также сульфированный уголь, в качестве побочного агента в процесс коагуляции.

BEITRÄGE ZUR REINIGUNG VON OBERFLÄCHENWASSER MIT HILFE EINES FLOCKUNGSMITTELS AUS THERMOZENTRALENSCHLACKE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit werden die Möglichkeiten zur Herstellung eines Flockungsmittels aus in Thermozentralen anfallender Schlacke untersucht. Bei Behandlung dieser Schlacken mit Salzsäure bzw. Schwefelsäure erhielt man bei gewisser Temperatur und Konzentration der Säure eine Lösung die neben Eisen- und Aluminiumsalzen auch aktivierte Kieselsäure enthält. Die in der Arbeit beschriebenen Ergebnisse zeigen die Vorteile gegenüber den üblichen Flockungsmitteln. Weiters werden auch die Versuche zur Verwendung von sulfonierter Kohle als Flockungshilfsmittel beschrieben.

CARACTERISTICILE GEOMETRICE ȘI FUNCȚIONALE ALE UNOR AJUTAJE CONVERGENT-DIVERGENTE

DE

G. CREȚA, GH. BOZAN

A. GENERALITĂȚI

După cum s-a arătat într-o lucrare anterioară [1], prin suprapunerea cîmpului potențial al unei surse circulare peste un cîmp uniform avînd viteza perpendiculară pe planul sursei se obține, în anumite condiții, mișcarea potențială, axial simetrică, în jurul unui corp tubular cufundat într-un curent uniform, figura 1. Limitînd cîmpul la liniile de curent, ce separă cele două fluxuri, se obține curgerea potențială printr-un ajutaj convergent-divergent.

Forma ajutajului depinde, după cum s-a arătat în lucrarea citată mai sus, numai de viteza adimensională a cîmpului uniform

$$\bar{v}_0 = \frac{v_0}{v_a}. \tag{1}$$

În această relație s-a notat cu v_0 viteza cîmpului uniform și cu v_a mărimea avînd dimensiunile unei viteze, definită de formula

$$v_a = \frac{Q_a}{\pi a^2} \tag{2}$$

în care Q_a este debitul sursei circulare, iar a raza cercului pe care este repartizată sursa.

Odată cu modificarea formei ajutajului se schimbă evident și repartiția vitezelor în secțiunile transversale ale ajutajului, precum și repartiția presiunilor pe suprafața acestuia.

În cuprinsul lucrării de față s-a studiat influența vitezei adimensionale $\bar{v}_0$ asupra caracteristicilor geometrice și funcționale ale unor astfel de ajutaje.

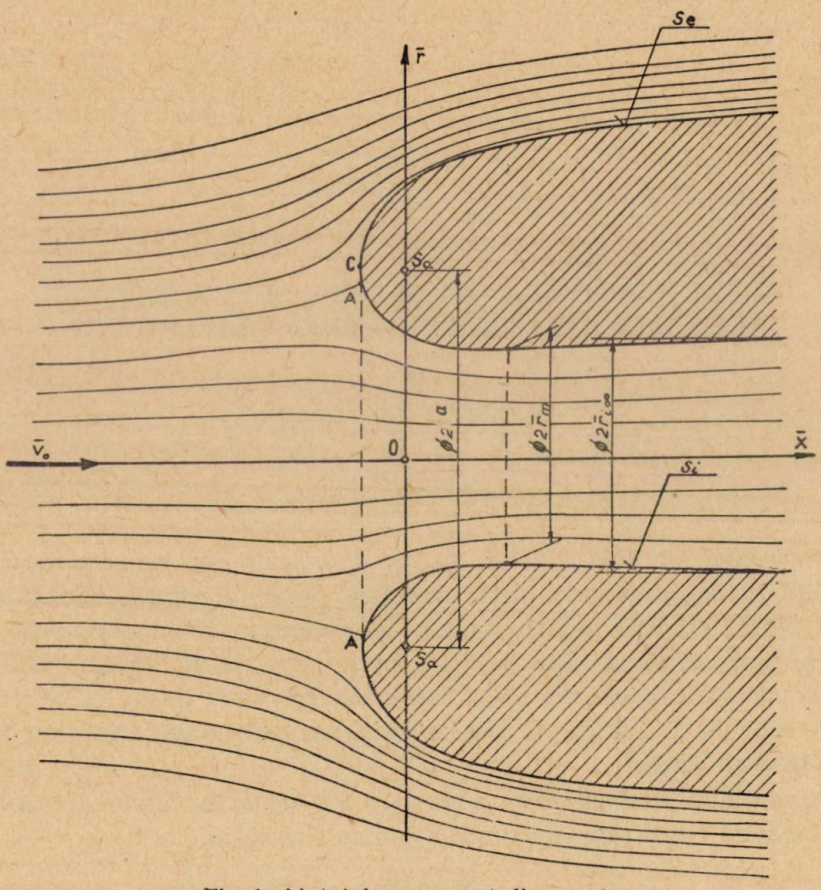


Fig. 1. Ajutajul convergent-divergent.

B. CARACTERISTICILE GEOMETRICE ALE AJUTAJELOR

Pentru a studia influența vitezei adimensionale $\bar{v}_0$ asupra formei și dimensiunilor ajutajelor s-au dat lui $\bar{v}_0$ opt valori numerice diferite, tabelul 1, cuprinse între 0,1 și 0,8 și pentru fiecare valoare în parte, s-au determinat coordonatele a 50 de puncte de pe profilul meridional al ajutajului.

Tabelul 1

Profilul	1	2	3	4	5	6	7	8
$\bar{v}_0$	0,799	0,403	0,272	0,207	0,168	0,142	0,124	0,110
$\bar{\phi}_{C'}$	0,094064	0,034280	0,016322	0,008511	0,004560	0,002435	0,001267	0,000630
$\bar{\phi}_A$	0,092625	0,033834	0,015902	0,008067	0,004043	0,001893	0,000789	0,000215

Problema trasării profilului longitudinal al ajutajului se reduce la trasarea liniilor meridionale ale suprafețelor de curent, ce separă fluxul provenit de la sursă de fluxul asigurat de cîmpul uniform, ceea ce necesită cunoașterea valorilor ψ_i și ψ_e ale funcției de curent, ce corespunde suprafeței interioare, respectiv exterioare, a ajutajului.

În acest scop ar fi suficient, să se cunoască coordonatele unui singur punct de pe linia meridională a suprafeței interioare, sau exterioare, a ajutajului. Valoarea funcției de curent corespunzătoare acestui punct ar reprezenta chiar valoarea căutată a funcției de curent. Singurul punct de pe linia de curent căutată, ale cărui coordonate pot fi determinate relativ ușor, este punctul de stagnare A, figura 1, rezolvînd numeric (prin aproximații succesive) sau grafic [1], sistemul de ecuații

$$\left.\begin{aligned} \bar{v}_x &= 0 \\ \bar{v}_r &= 0 \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

unde

$$\left.\begin{aligned} \bar{v}_x &= \bar{v}_0 + \bar{v}_{xa} \\ \bar{v}_r &= \bar{v}_{ra} \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

în care $\bar{v}_x$ și $\bar{v}_r$ sînt componentele axiale și radiale ale vitezei adimensionale din punctul considerat, $\bar{v}_{xa}$ și $\bar{v}_{ra}$ fiind componenta axială, respectiv radială, exprimate în mărimi adimensionale, create de sursa circulară în acest punct, stabilite în lucrarea [2]

$$\begin{aligned} \bar{v}_{xa} &= \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{\bar{x}}{\bar{x}^2+(\bar{r}+1)^2]^{3/2}} \cdot \frac{E}{1-k^2} \\ \bar{v}_{ra} &= \frac{1}{4\pi\bar{r}} \frac{K}{[\bar{x}^2+(\bar{r}+1)^2]^{1/2}} \left[\frac{E}{K} \cdot \frac{\bar{x}^2-\bar{r}^2+1}{\bar{x}^2+(\bar{r}-1)^2} - 1\right]. \end{aligned} \tag{5}$$

Astfel s-ar putea obține, în limitele de precizie ale calculului numeric sau grafic, funcția ψ_i. Cea de-a doua valoare s-ar obține apoi ușor [1] cu relația cunoscută

$$\bar{\psi}_e = \bar{\psi}_i + \frac{1}{2\pi}. \tag{6}$$

În afară de această metodă riguroasă, pentru viteze adimensionale $\bar{v}_0$ suficient de mari se poate folosi și metoda grafică, aproximativă, indicată în lucrarea [1]. Metoda admite ipoteza simplificatoare că, dintre toate liniile de curent, pe linia meridională a profilului ajutajului se găsește cel mai îndepărtat punct de axa $O\bar{r}$, în care componenta axială a vitezei este nulă, $\bar{v}_x = 0$.

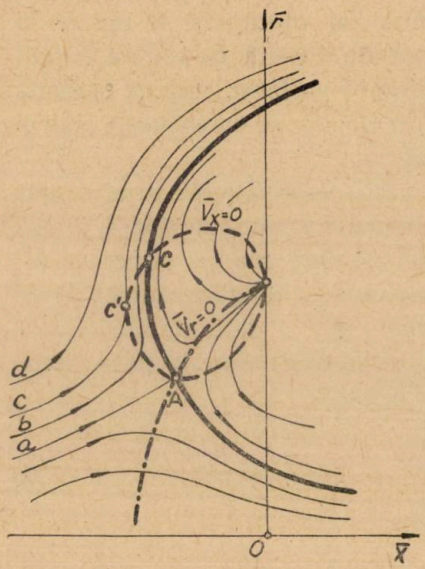


Fig. 2. Planul meridian în zona bordului de atac :

——— profilul ajutajului; ——— linii de curent; — — — locul geometric al punctelor din plan unde $\bar{v}_x=0$; —·—·— locul geometric al punctelor din plan unde $\bar{v}_r=0$.

Pentru a scoate în evidență diferența dintre cele două metode, cea riguroasă și cea grafică, aproximativă, în figura 2, s-a reprezentat în planul meridional zona din vecinătatea bordului de atac al profilului. Pentru mai multă claritate, figura s-a desenat în mod intenționat deformată. Pe lîngă conturul ajutajului, s-au trasat și cîteva linii de curent (în linii subțiri), precum și locul geometric al punctelor din planul meridian în care componenta axială $\bar{v}_x$, respectiv cea radială $\bar{v}_r$, a vitezei, este nulă.

Intersecția curbelor $\bar{v}_x=0$ și $\bar{v}_r=0$ determină punctul de stagnare A, iar intersecția curbei $\bar{v}_x=0$ cu profilul determină bordul de atac C al profilului. După cum se vede, punctul de stagnare se găsește față de bordul de atac înspre interior, pe partea convergentă a ajutajului.

La liniile de curent din apropierea punctului de stagnare, care trec prin exteriorul ajutajului, de exemplu linia notată cu b în figură, se pot duce două tangente paralele cu axa $O\bar{r}$ în timp ce liniile de curent mai îndepărtate nu au nici o tangentă paralelă la axa $O\bar{r}$, de exemplu, linia d. Între cele două familii de curbe, există o linie de curent, notată cu c în figură, care are o singură tangentă paralelă la axa $O\bar{r}$. Fie C' punctul acesta de tangență. Se poate arăta că, punctele A, C și C' nu se suprapun, atîta timp cît $\bar{v}_0$ este finit și că între coordonatele acestor puncte trebuie să existe întotdeauna inegalitățile

$$\bar{x}_A>\bar{x}_C>\bar{x}_{C'}$$

$$\bar{r}_A<\bar{r}_{C'}<\bar{r}_C .$$

Cel mai îndepărtat punct de axa $O\bar{r}$ în care componenta axială a vitezei este nulă este deci punctul C' și nu punctul C de pe profilul ajutajului. Metoda grafică admite deci ca limită a ajutajului linia de curent, ce trece prin punctul C' în locul liniei reale, care trece prin C și A.

Pentru a determina eroarea care se face la calculul valorii funcției de curent corespunzătoare profilului ajutajului prin utilizarea metodei aproximative, s-au determinat valorile funcției de curent pentru punctele A și C', în funcție de viteza adimensională $\bar{v}_0$. Rezultatele obținute sînt redate în figura 3. În aceeași figură s-a reprezentat în funcție de $\bar{v}_0$ valoarea erorii relative ε_ψ definită de relația

$$\varepsilon_\psi=\frac{\Delta\bar{\psi}}{\bar{\psi}_i}$$

unde s-a notat cu $\Delta\bar{\psi}$ eroarea absolută

$$\Delta\bar{\psi}=\bar{\psi}_A-\bar{\psi}_{C'} .$$

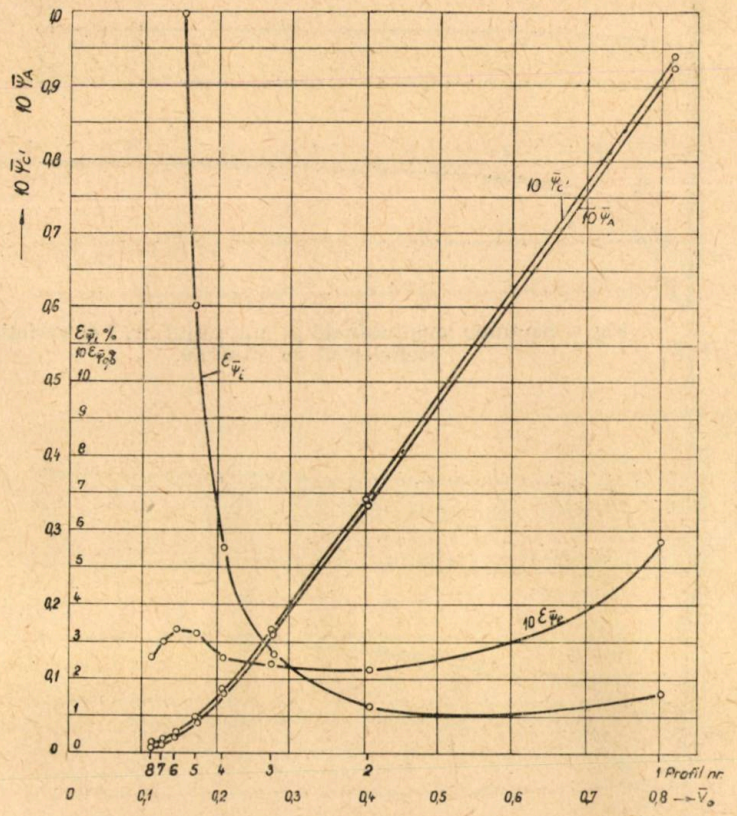


Fig. 3. Variația erorilor de calcul în funcție de $\bar{v}_0$.

După cum rezultă din această figură, eroarea relativă ε_ψ este aproape constantă pentru $\bar{v}_0 > 0{,}35$, crește cu scăderea vitezei adimensionale a cîmpului uniform, dar nu depășește cca. 2% atîta timp cît $\bar{v}_0$ nu scade sub 0,3. Debitul care trece prin interiorul ajutajului fiind direct proporțional cu valoarea funcției de curent $\bar{\psi}_i$, eroarea relativă comisă la calculul debitului va fi aceeași.

Din examinarea formulei (6) rezultă că, eroarea absolută comisă la determinarea valorii liniei de curent $\bar{\psi}_e$ pentru profilul exterior al ajutajului este egală tot cu $\Delta\bar{\psi}$. Eroarea relativă corespunzătoare ε_{ψ_e} este reprezentată în aceeași figură. Valoarea ei este în general neglijabilă, nedepășind 0,5% decît pentru $\bar{v}_0 > 0{,}75$.

Odată determinate coordonatele punctului de stagnare și valoarea corespunzătoare a funcției de curent $\bar{\psi}_i = \bar{\psi}_A$ se poate trasa linia meridională a suprafeței ajutajului, utilizînd metoda indicată în lucrarea [1]. Cele opt profile sînt reprezentate în figurile 4 . . . 11.

Din examinarea profilelor se vede că, pe măsură ce viteza adimensională a fluxului uniform crește, profilul devine din ce în ce mai subțire, raza de curbură a bordului de atac din ce în ce mai mică, bordul devine din ce în ce mai ascuțit.

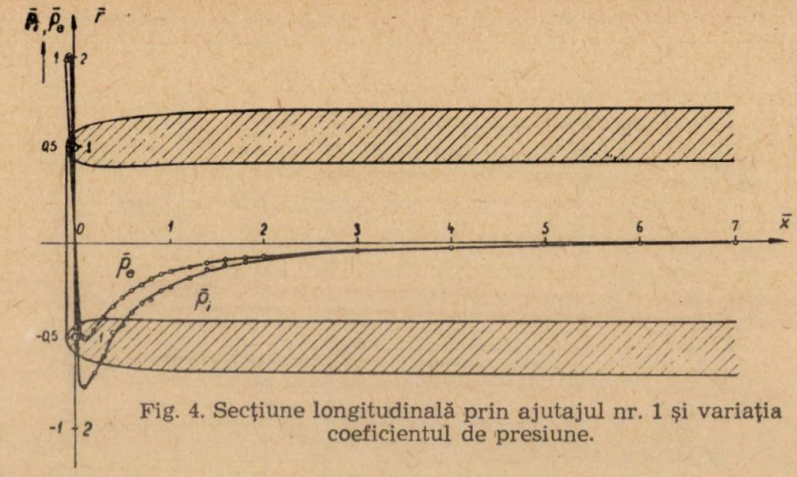


Fig. 4. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 1 și variația coeficientul de presiune.

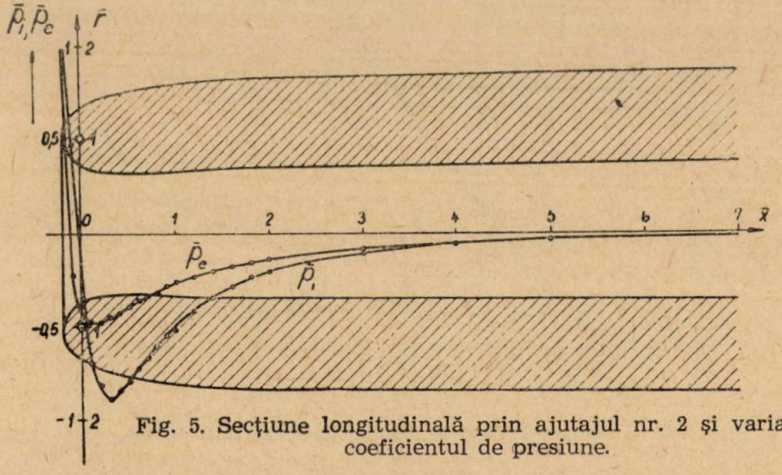


Fig. 5. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 2 și variația coeficientul de presiune.

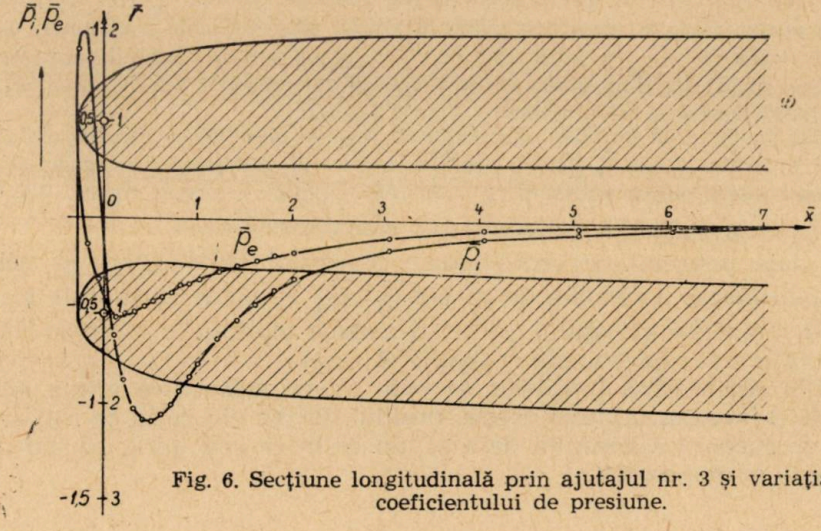


Fig. 6. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 3 și variația coeficientului de presiune.

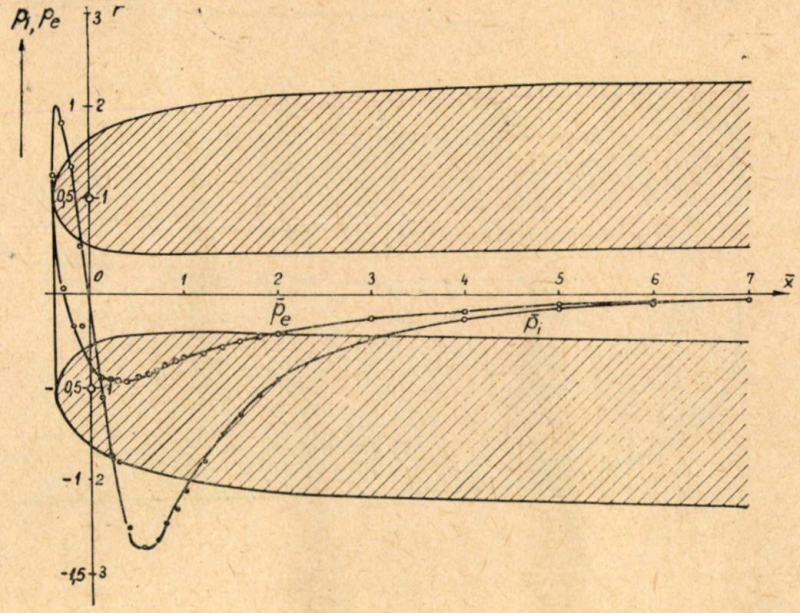


Fig. 7. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 4 și variația coeficientului de presiune.

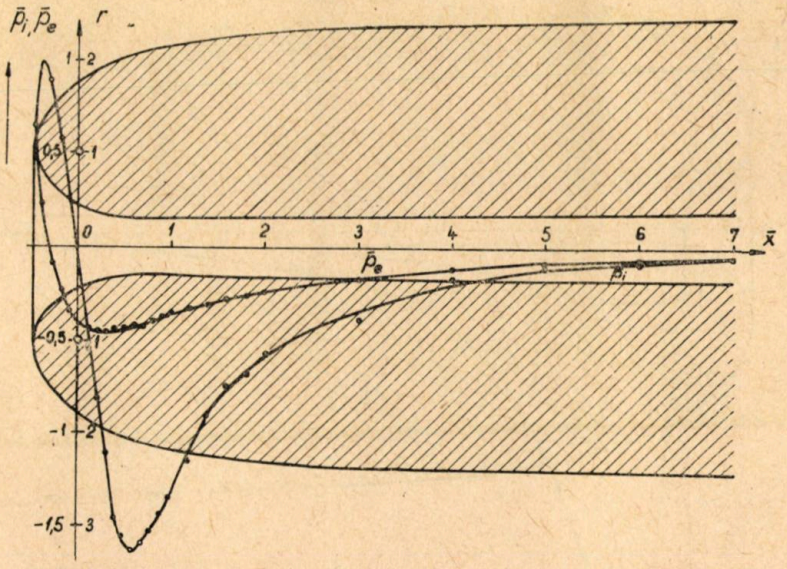


Fig. 8. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 5 și variația coeficientului de presiune.

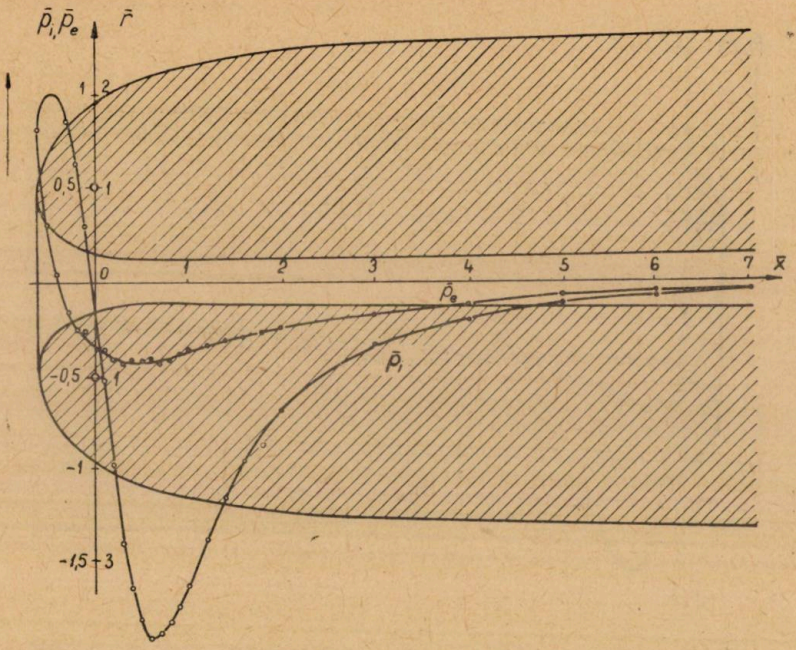


Fig. 9. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 6 și variația coeficientului de presiune.

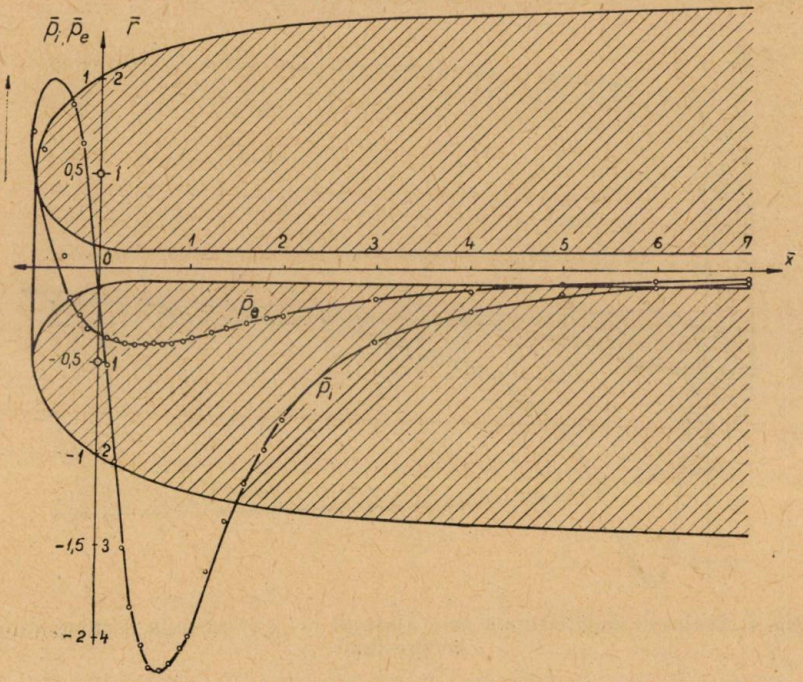


Fig. 10. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 7 și variația coeficientului de presiune.

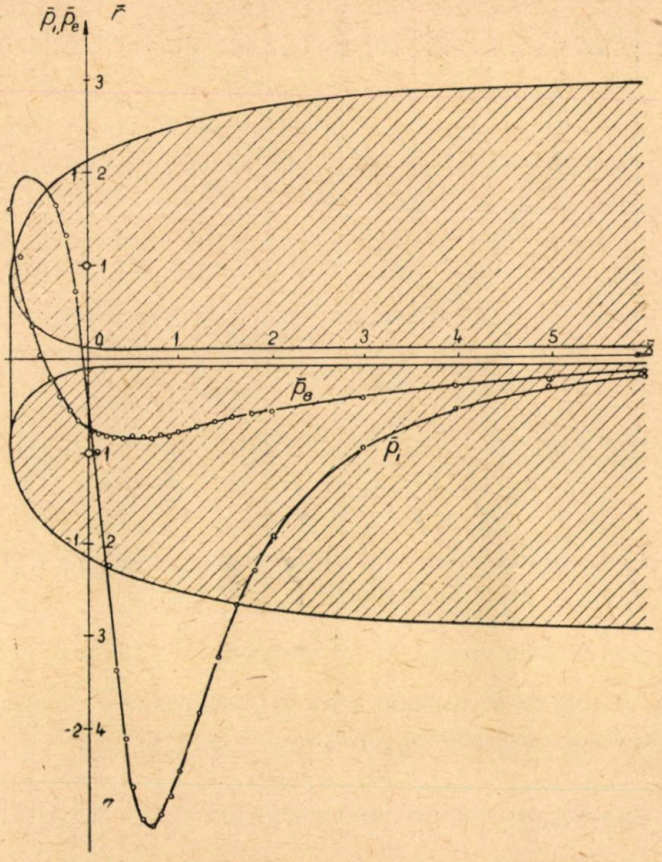


Fig. 11. Secțiune longitudinală prin ajutajul nr. 8 și variația coeficientului de presiune.

Fie $\bar{r}_{i\infty}$ raza interioară a ajutajului la o distanță infinit de mare de sursă, Q debitul ce trece prin interiorul ajutajului și $\overline{Q}$ debitul adimensional ce trece prin ajutaj, definit de relația

$$\overline{Q} = \frac{Q}{Q_a}.$$

Conform relațiilor stabilite în lucrarea [1] se poate scrie

$$\overline{Q} = \bar{r}_{i\infty}^2 \bar{v}_0 = 2\pi\overline{\psi}_l$$

de unde rezultă aria secțiunii de la infinit aval al ajutajului :

$$\bar{A}_{i\infty} = \pi\bar{r}_{i\infty}^2 = \frac{2\pi^2\overline{\psi}_l}{\bar{v}_0}$$

În figura 12 s-a reprezentat în funcție de viteza $\bar{v}_0$ aria adimensională a secțiunii de la infinit a ajutajului $\bar{A}_{i\infty}$, aria adimensională a secțiunii

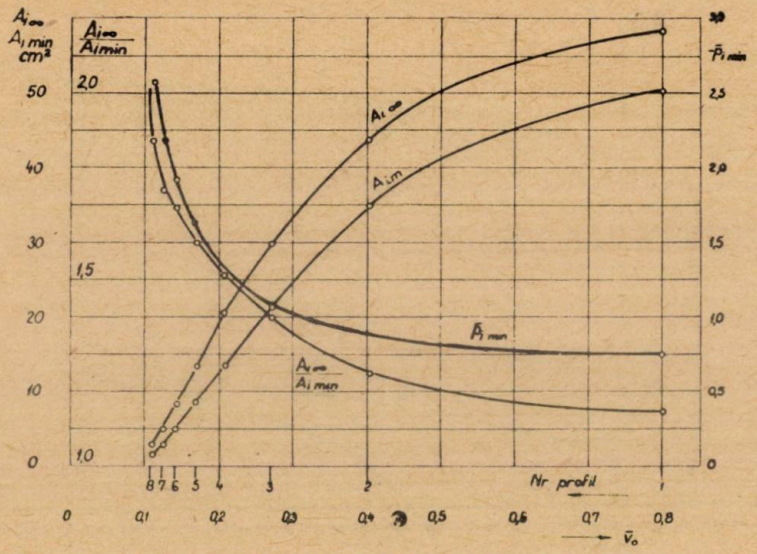


Fig. 12 Variația secțiunii de la infinit, a secțiunii minime și a gradului de divergență în funcție de $\bar{v}_0$.

minime $\bar{A}_{im}$ și gradul de divergență al ajutajului definit prin raportul $\frac{\bar{A}_{i\infty}}{\bar{A}_{im}}$.

Se vede că cele două secțiuni cresc pe măsura ce $\bar{v}_0$ crește, dar gradul de divergență scade cu creșterea lui $\bar{v}_0$.

C. CARACTERISTICILE FUNCȚIONALE ALE AJUTAJELOR

Dintre caracteristicile funcționale, în cuprinsul lucrării de față s-au studiat componenta axială a vitezei și coeficientul de presiune de pe profil.

1. Componenta axială a vitezei

În figura 13, 14 și 15 s-a reprezentat variația componentei axiale a vitezei adimensionale $\bar{v}_x$ în diferite secțiuni perpendiculare pe axa ajutajului, corespunzătoare la diferite valori ale lui $\bar{x}$, pentru profilele nr. 1, 3 și 8. Calculul componentei axiale și radiale a vitezei s-a efectuat pe baza formulelor (4) și (5) folosindu-se mașina electronică de calculat MECIPT-1 de la Centrul de calcul al Institutului politehnic Timișoara [2].

Pentru un punct oarecare de coordonate relative date, componentele $\bar{v}_{xa}$ și $\bar{v}_{ra}$ ale vitezei generate de sursa circulară sînt constante, independente de $\bar{v}_0$, deci independente de profilul ajutajului. Rezultă că pentru un plan $\bar{x}$=constantă, curbele reprezentînd componenta axială $\bar{v}_x$ a vitezei în funcție de $\bar{r}$, pentru diferite profile, diferă între ele numai printr-o constantă (au aceeași alură), cu alte cuvinte ele ar putea fi suprapuse printr-o mișcare de translație de-a lungul axei $\bar{v}_x$.

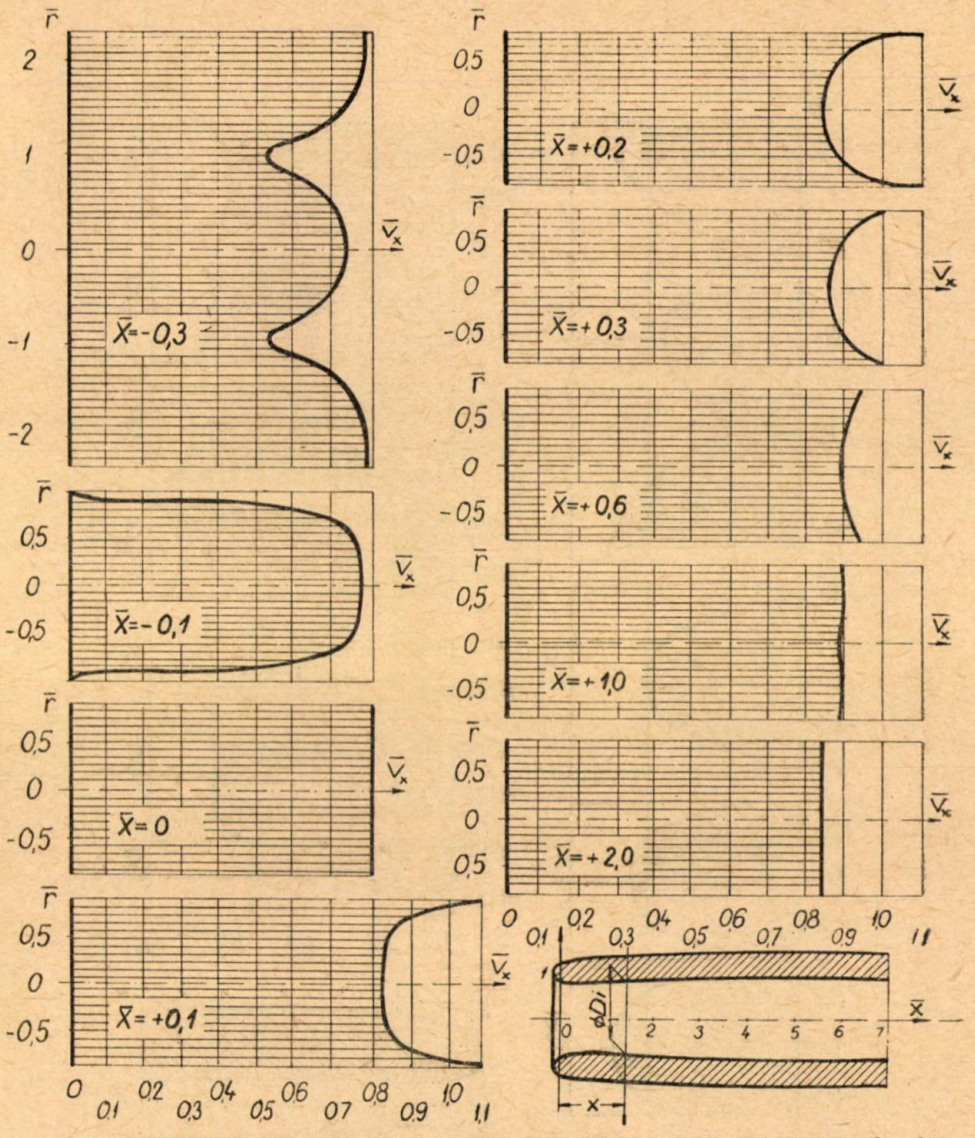


Fig. 13. Variația componentei axiale a vitezei în diferite secțiuni transversale ale ajutajului nr. 1.

Din examinarea figurilor 13, 14 și 15 și a relațiilor (4) și (5) se pot trage următoarele concluzii :

a) Prezența ajutajului modifică repartiția vitezelor cîmpului uniform cu atît mai mult cu cît punctul considerat este mai aproape de sursa circulară. Valoarea $\bar{v}_0$ a vitezei cîmpului uniform nu se mai obține teoretic

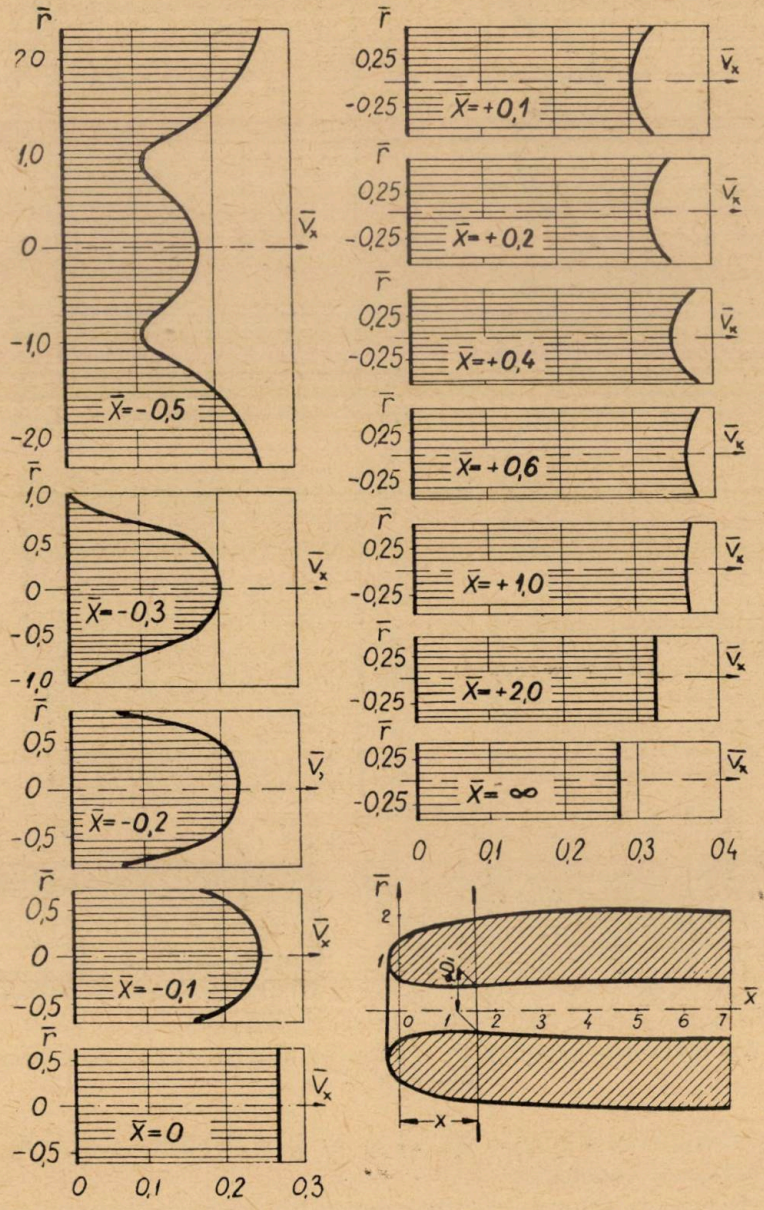


Fig. 14. Variaţia componentei axiale a vitezei în diferite secţiuni transversale ale ajutajului nr. 3.

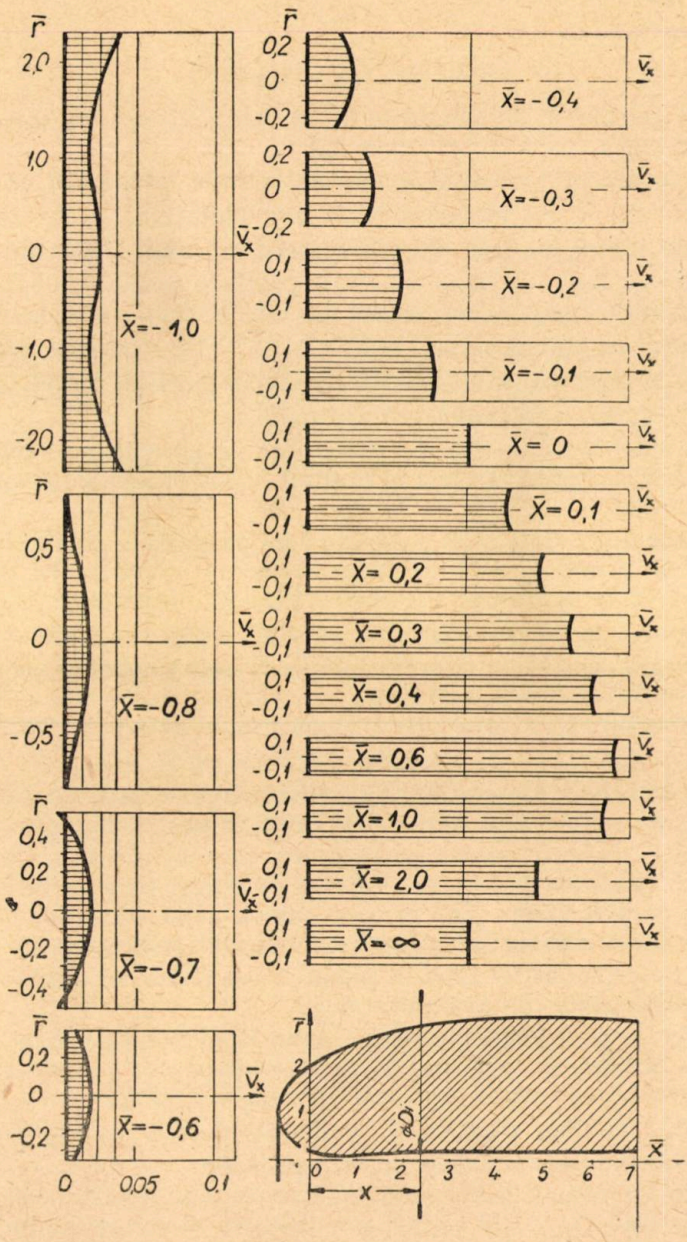


Fig. 15. Variația componentei axiale a vitezei în diferite secțiuni transversale ale ajutajului nr. 8.

decît la o distanță infinit de mare de sursă în amonte și în aval, precum și în însăși planul sursei.

b) Observînd că :

$$\bar{v}_{xa}(-\bar{x}, \bar{r}) = -\bar{v}_{xa}(\bar{x}, \bar{r})$$

rezultă că, pentru $x<0$ componenta axială a vitezei v_x este mai mică decît v_0, iar pentru $x>0$ componenta $v_x>v_0$.

c) Variațiile componentei axiale ale vitezei devin din ce în ce mai mici pe măsură ce ne îndepărtăm de axa ajutajului, astfel încît la $\bar{r}>5$ variațiile de viteză nu mai reprezintă decît cel mult $\pm 4\%$ din $\bar{v}_0$ la profilele avînd $\bar{v}_0 \leqslant 0{,}1$ și cel mult $\pm 0{,}5\%$ la profilele avînd $\bar{v}_0 \geqslant 0{,}8$.

d) Variațiile componentei axiale ale vitezei devin de asemenea mici la distanțe mari de planul sursei. Astfel la $|\bar{x}|>7{,}5$ variațiile acestei viteze nu reprezintă decît cel mult $\pm 4{,}5\%$ din $\bar{v}_0$ la profilele avînd $\bar{v}_0 \leqslant 0{,}1$, respectiv $\pm 0{,}56\%$ din $\bar{v}_0$ la profilele avînd $\bar{v}_0>0{,}8$.

e) Pentru $-\infty<\bar{x}<-1{,}4$, pe măsură ce ne apropiem de planul sursei, viteza scade mai repede în axa ajutajului, unde componenta axială atinge valoarea minimă.

În intervalul $-1{,}4<\bar{x}<0$ pe măsură ce particulele de fluid se apropie mai mult de planul sursei, componenta axială a vitezei lor continuă să scadă din ce în ce mai mult, micșorarea fiind mai pronunțată pentru valori ale lui $\bar{r}$ apropiate de raza bordului de atac, astfel încît viteza axială minimă nu se mai obține în axa ajutajului, ci la o valoare a lui $\bar{r}$ apropiată de raza bordului de atac al ajutajului.

f) Concomitent cu micșorarea componentei axiale a vitezei la valori ale razei $\bar{r}$ apropiate de raza bordului de atac, începînd din planul $\bar{x} \cong -0{,}7$, particulele din axa ajutajului își măresc viteza. Creșterea aceasta a vitezei în axa ajutajului continuă și după ce particula a intrat în ajutaj, pînă dincolo de planul sursei, aproximativ pînă în planul $\bar{x} \cong 0{,}7$.

g) Particulele de fluid care urmează să atingă punctul de stagnare își micșorează treptat viteza pînă în acest punct, unde viteza lor devine nulă. Apoi particulele acestea pe măsură ce pătrund mai adînc în ajutaj sînt accelerate puternic, astfel încît în planul $\bar{x}=0$ viteza lor devine deja egală cu viteza particulelor din axa ajutajului.

Dincolo de planul sursei (pentru $\bar{x}>0$) particulele de lîngă profil continuă să se accelereze, depășind în valoare viteza din axa ajutajului. Apoi vitezele axiale încep să se egalizeze în secțiune, astfel că începînd de la planul $\bar{x} \cong 1{,}2$ vitezele maxime se realizează deja în axa ajutajului, diferențele micșorîndu-se la $\bar{x}>5$ la valori neglijabile.

h) Este interesant de remarcat că, componenta axială a vitezei tuturor particulelor care vin de la infinit este pozitivă în întreg cîmpul aerodinamic, cu excepția zonei foarte restrînse din apropierea bordului de atac reprezentată în planul meridian prin triunghiul curbiliniu ACC' din figura 2, unde ea devine negativă.

2. Coeficientul de presiune

Pentru a obține variația presiunii pe suprafața ajutajului s-a determinat variația coeficientului de presiune pe profil.

Pornind de la ecuația lui Bernoulli scrisă pentru un punct M de pe profil și un punct M_0 de la infinit din amonte de ajutaj

$$p+\frac{\rho}{2}v^2=p_0+\frac{\rho}{2}v_0^2$$

se obține

$$p-p_0=\frac{\rho}{2}v_0^2\left[1-\left(\frac{v}{v_0}\right)^2\right]$$

ceea ce permite definirea coeficientului de presiune sub una din formele

$$\bar{p}=\frac{p-p_0}{\frac{v_0^2}{\rho\frac{}{2}}}=1-\left(\frac{v}{v_0}\right)^2.$$

Împărțind expresia vitezei scrisă în funcție de componentele sale axială și radială,

$$v^2=v_x^2+v_r^2$$

prin v_a^2 se obține relația

$$\bar{v}^2=\bar{v}_x^2+\bar{v}_a^2$$

cu care coeficientul de presiune se poate scrie sub forma

$$\bar{p}=1-\left(\frac{\bar{v}}{\bar{v}_0}\right)^2.$$

Variația coeficientului de presiune de-a lungul celor opt profile, calculată cu ajutorul acestei relații, este reprezentată în figurile 4 ... 11 atît pentru profilul interior (notat cu $\bar{p}_i$), cît și pentru profilul exterior (notat cu $\bar{p}_e$).

Din examinarea acestor curbe rezultă următoarele observații :

a) Plecînd din bordul de atac C, figura 2, unde $\bar{p}_i<1$, pe profilul interior coeficientul de presiune la început crește pînă în punctul de stagnare A, unde atinge valoarea maximă $\bar{p}_i=1$, după care scade repede devenind negativ și atinge o valoare minimă într-o secțiune situată ceva mai în amonte de secțiunea minimă. Apoi coeficientul de presiune începe să crească, la început mai brusc, apoi din ce în ce mai lent, rămînînd însă tot timpul negativ și tinzînd spre valoarea $\bar{p}_i=0$ pentru $x=\infty$.

b) Plecînd de la bordul de atac pe profilul exterior, coeficientul de presiune scade repede, devenind negativ și trece printr-un minim într-o secțiune situată în amonte de secțiunea în care coeficientul de presiune atinge valoarea minimă pe profilul interior. Apoi coeficientul de presiune crește relativ lent, rămînînd însă negativ și tinzînd spre valoarea zero pentru $x=\infty$.

c) Coeficientul de presiune minim în valoare absolută este mai mare pe profilul interior ca pe profilul exterior.

d) Este interesant de observat că, în timp ce coeficientul de presiune minim în valoare absolută variază în limite largi pe profilul interior de

la un profil la altul, micșorîndu-se odată cu creșterea vitezei adimensionale v_0, figura 12, valoarea coeficientului de presiune minim pe profilul exterior nu variază aproape de loc de la un profil la altul, valoarea lui fiind aproximativ egală cu 0,5.

BIBLIOGRAFIE

1. G. Creța, Contribuții la studiul teoretic al curgerii prin ajutaje convergent-divergente. Conferința de mașini hidraulice din Timișoara, 1964 vol. 3. p. 203.
2. G. Creța, Cîmpul aerodinamic al sursei circulare uniform repartizată. Conferința de mașini hidraulice din Timișoara, 1964, vol. 2. p. 213.

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ И РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ НЕКОТОРЫХ СХОДЯЩИХСЯ-РАСХОДЯЩИХСЯ СОПЕЛ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается изменение геометрических и рабочих характеристик некоторых сходящихся-расходящихся сопел, получаемых путем наложения потенциального поля одного кругового источника на равномерное поле со скоростью перпендикулярной плоскости источника, в зависимости от скорости равномерного поля, выраженной в безразмерных величинах.

Из числа геометрических характеристик сопла исследовалось изменение формы профиля, радиуса кривизны входной кромки, радиуса минимального сечения, сечения от бесконечности вверх по течению и степень расходимости, а из рабочих характеристик — изменение осевой составляющей безразмерной скорости и коэффициента давления вдоль внутреннего и внешнего профилей.

GEOMETRISCHE UND FUNKTIONELLE EIGENSCHAFTEN VON KONVERGENT-DIVERGENTEN DUSEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Im Rahmen der Arbeit wurde die Variation der goemetrischen und funktionellen Charakteristiken von konvergent-divergenten Düsen, die durch überlagern des Potentialfeldes einer kreisförmigen Quelle über eine auf die Ebene der Quelle senkrechte Translationsströmung erhalten werden, in Abhangigkeit von der Geschwindigkeit der Translationsströmung studiert. Letztere Geschwindigkeit wird in dimensionslosen Grössen ausgedrückt.

Von den geometrischen Charakteristiken der Düse wurden analysiert : die Variation der Profilform, des Abrundungshalbmessers der Eintrittskante, des Halbmessers des minimalen Querschnitts und des Querschnitts unterhalb der Düse (unendlich weit) sowie des „Divergenzgrades". Von den funktionellen Charakteristiken wurden folgende analysiert : Die Variation der Axialkomponente der dimensionslose Geschwindigkeit und der Druckkoeffizienten längs des Innen und Aussenprofils.

MACHETA CU COMANDĂ DUPĂ PROGRAM NUMERIC

DE

E. DODON, D. BUZULICĂ

Macheta cu comandă după program numeric, descrisă în cele ce urmează, este destinată pentru experimentarea diferitelor elemente componente ale sistemelor de comandă după program codificate și necodificate. Ea va fi evident folosită și ca material didactic.

S-a adoptat o soluție folosită pentru poziționări cu traductor absolut și compararea directă a semnalelor de la traductor [1] și portprogram, fără memorie intermediară. S-a introdus de asemenea afișajul atît al cotei programate cît și a celei realizate, fiind astfel posibil controlul permanent al funcționării sistemului.

Sînt poziționate două sănii S_1 și S_2, antrenate de la motoarele M_1 și M_2 de curent continuu, prin intermediul unor reducții melcate și al șuruburilor T_1 și T_2 (fig. 1).

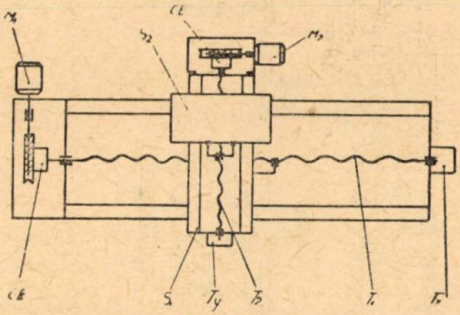


Fig. 1. Schemă cinematică.

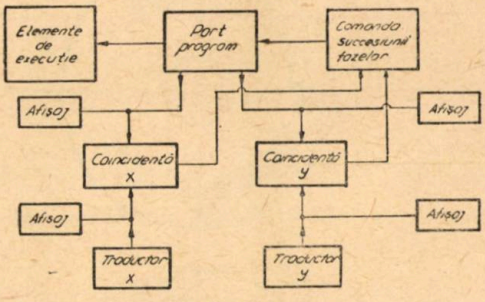


Fig. 2.

Pentru reducerea duratelor proceselor tranzitorii, datorită în special momentelor de inerție ale rotoarelor motoarelor electrice, au fost introduse cuplajele electromagnetice CE, legate de șuruburile de antrenare a săniilor.

Sistemul permite poziționarea în două coordonate după trei cifre caracteristice, folosindu-se un cod binar-zecimal.

Schema bloc a acestei comenzi-program este redată în figura 2. Se observă compararea directă și afișajul cotei programate în paralel cu a celei realizate [2].

Traductoarele adoptate sînt de tip absolut. Construcţia [1] unui element traductor, pentru o coordonată, este redată în figura 3, *a*. Se observă grupele de discuri pentru fiecare cifră semnificativă.

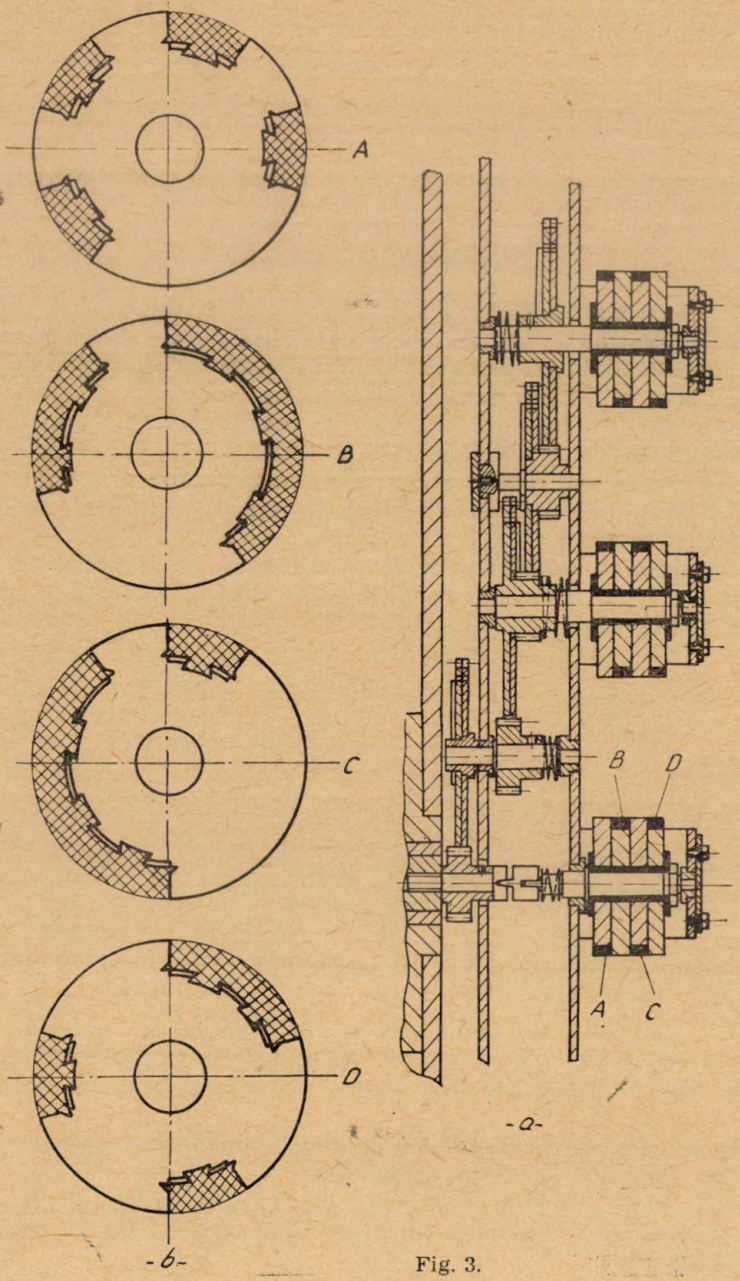


Fig. 3.

Raportul de transmitere adoptat între seturile de discuri codificate corespunzătoare fiecărei cifre semnificative este 1/10, realizată în 2 trepte : 14/42 și 15/50. Pentru înlăturarea jocurilor dintre flancurile dinților, transmisia este prevăzută cu roți dințate secționate, pretensionate prin arcuri. Construcția discurilor codificate este redată în figura 3, *b*.

Elimniarea jocului între piulițele de pe sănii și șuruburi se realizează prin montarea piuliței din două părți pretensionate prin arc.

Blocul port-program este alcătuit din discuri codificate, identice cu cele ale traductorului, soluție ce permite introducerea simplă a datelor. În acest bloc se introduce de asemenea coordonata, direcția, precum și mărimea avansului corespunzător fiecărei faze de lucru.

Blocul de coincidență este compus din elemente UNILOG, care îndeplinesc funcțiile logice de NICI și NU. Folosirea acestora permite utilizarea unor tensiuni reduse la traductoare, ceea ce este avantajos din punct de vedere al siguranței în funcționare a sistemului.

Acest bloc realizează compararea continuă a semnalelor de la elementul traductor cu cele de la port-program. Compararea se realizează separat pentru fiecare cifră binară, rezultînd funcția logică cunoscută a unui element a blocului de coincidență :

$$E = A \cdot B \cup \bar{A} \cdot \bar{B} \qquad (1)$$

unde :

A — variabila binară afectată unei piste a traductorului ;

B — variabila binară afectată pistei corespunzătoare port-programului.

Folosind elemente UNILOG rezultă schema logică a elementului de bază a blocului de coincidență, redată în figura 4, realizîndu-se de fapt funcția $\bar{E}$, pentru a se evita etajele respective de invertoare.

Semnalele obținute pe această cale sînt apoi comparate între ele pentru obținerea semnalului de coincidență, compararea făcîndu-se întîi pentru semnalele corespunzătoare unei cifre semnificative și apoi între ranguri.

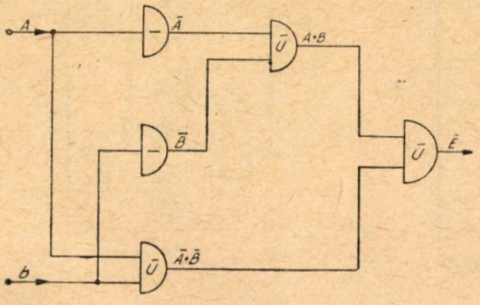


Fig. 4.

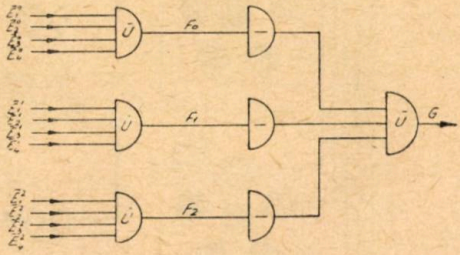


Fig. 5. Schemă logică pentru obținerea semnalului de comandă la punctul de coincidență.

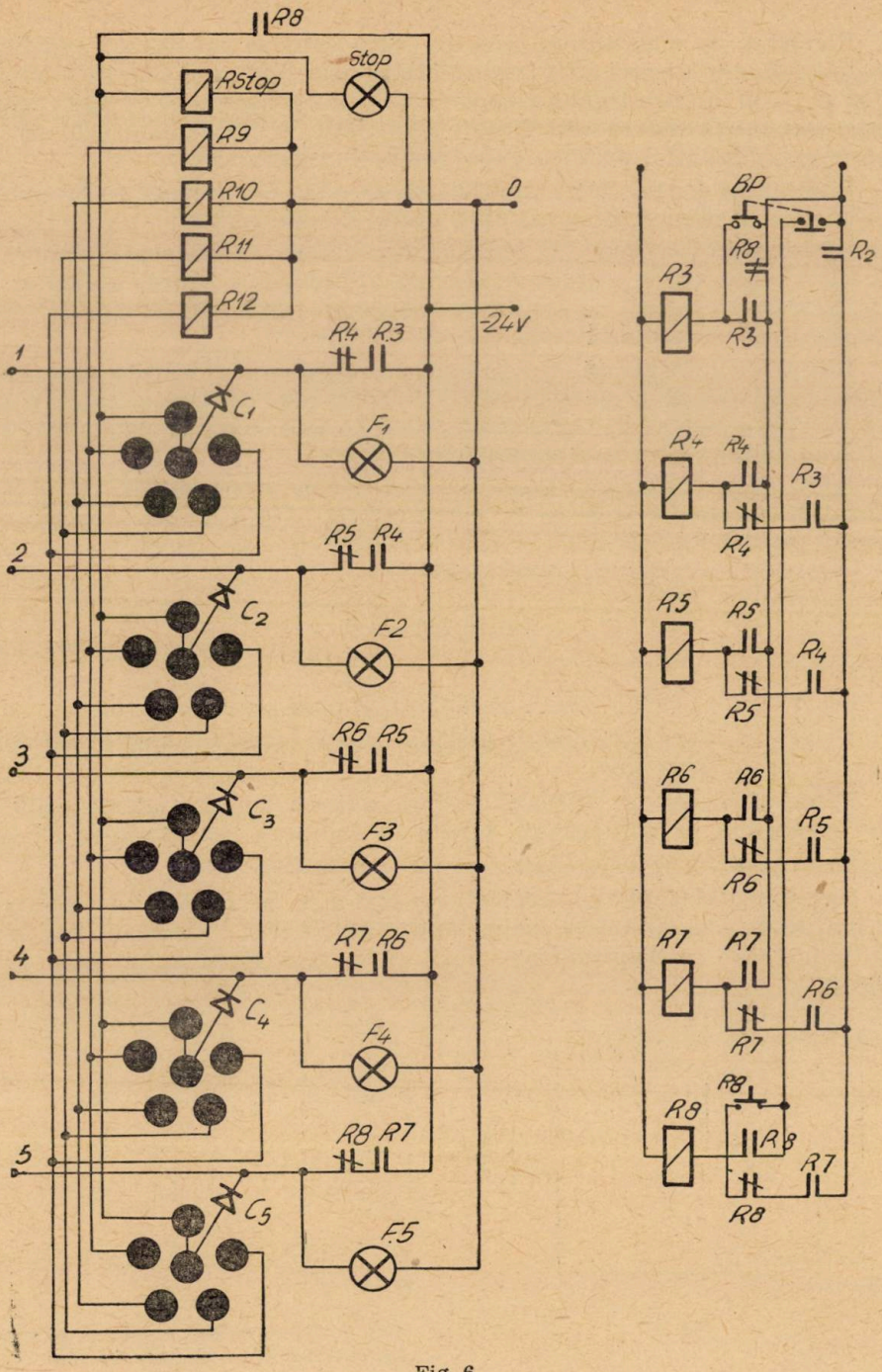

R8
Stop
RStop
R9
R10
R11
R12
0
-24V
R4 R3
R5 R4
R6 R5
R7 R6
R8 R7
1
2
3
4
5
C1
C2
C3
C4
C5
F1
F2
F3
F4
F5
BP
R2
R3
R4
R5
R6
R7
R8

Fig. 6.

Funcția de ieșire a schemei de coincidență este :

$$G=F_0 \cdot F_1 \cdot F_2 \qquad (2)$$

în care : F_0, F_1, F_2 — funcțiile pentru fiecare rang zecimal, respectiv :

$$F=E_1 \cdot E_2 \cdot E_3 \cdot E_4 =$$

$$=(A_1 \cdot B_1 \cup \bar{A}_1 \cdot \bar{B}_1) \cdot (A_2 \cdot B_2 \cup \bar{A}_2 \cdot \bar{B}_2) \cdot (A_3 \cdot B_3 \cup \bar{A}_3 \cdot \bar{B}_3) \cdot (A_4 \cdot B_4 \cup \bar{A}_4 \cdot \bar{B}_4)$$

În cazul cînd semnalele de la traductor coincid cu cele de la port-program (deci $G=1$), se trimite un impuls blocului care comandă succesiunea fazelor.

Pentru blocul de comandă a succesiunii fazelor s-a conceput o schemă nouă pe bază de relee, care realizează comutarea succesivă a fazelor de lucru prin impulsuri și care are avantajul simplității.

În figura 6 este prezentat sistemul adoptat și anume pentru 5 faze. Comanda pentru începerea primei faze — se realizează prin butonul de pornire BP, anclanșînd releul R3, care se automenține prin contactul său normal deschis. Semnalul de coincidență obținut în blocul respectiv este transmis blocului de succesiune a fazelor prin închiderea contactului R2. Timpul de închidere a contactului R2 (obținut prin descărcarea unui condensator pe bobina releului R2 și care nu este redat în figură) este suficient pentru a permite anclanșarea releului următor (R4) dar insuficient pentru a anclanșa și cel de al treilea releu (R5).

Semnalul transmis de contactul R2 este dirijat către releul următor (R4) prin două contacte : Unul normal deschis a releului precedent (R3) și unul normal închis a releului ce trebuie acționat (R4).

În mod analog sînt parcurse toate cele 5 faze.

La anclanșarea releelor (R4, R5, R6, R7), corespunzătoare fiecărei faze, este alimentat comutatorul fazei respectiv (C1, C2 . . . C5) prin care se programează coordonata, direcția și mărimea avansului precum și alimentarea sistemului de comutatoare codificate, de construcții asemănătoare cu a discurilor traductoarelor și care conțin cotele introduse anterior. Alimentarea comutatoarelor codificate (neredate în figură) se face de la bornele *1, 2 . . . 5.*

La anclanșarea releului R8 se comandă oprirea acționărilor și se declanșează automenținerile releelor afectate fazelor de lucru (R3, R4 . . . R7), printr-un contact normal închis, iar R8 se automenține.

Releul R8 declanșează la reapăsarea butonului de pornire BP, reluîndu-se ciclul. Prin urmare, soluția realizată în lucrare permite oprirea și reluarea ciclului.

Pentru a se verifica pe machetă sisteme de comandă după program necodificate, se întrerupe legătura între blocul de programare și elementele de execuție și se introduc comenzile de la sistemul care urmează a fi încercat.

Astfel, la verificarea unui sistem de comandă după program necodificat cu microîntrerupătoare (fig. 7) se poate verifica atît siguranța în funcționare a sistemului cît și precizia de reproducere a cotei, urmărind valorile indicate de afișajul de la traductoarele machetei.

Pe machetă se pot experimenta și verigi ale sistemelor de comandă după program numerice.

Astfel, se pot experimenta diferite construcții de traductoare, prin cuplarea mecanică a acestora la traductoarele machetei în cazul construcțiilor cu mișcare rotativă, sau prin instalarea în lungul ghidajelor, în cazul construcțiilor liniare, putîndu-se determina astfel parametri care interesează la încercări, inclusiv menținerea lor în durată.

De utilitate acută este punerea la punct, pe machetă a metodelor specifice pentru încercarea sau verificarea sistemelor de comandă după program numeric, respectiv a puterii rezolutive, a repetabilității și a preciziei, probleme care nu sînt tratate în literatură.

Verificarea puterii rezolutive sau proba incrementală, constă în determinarea celei mai mici lungimi care poate fi recunoscută și reperată de sistem prin elementele sale, ca o poziție diferită de altele.

În mod general, pentru a se determina pînă la ce grad de diviziune coboară această putere rezolutivă, se trece la efectuarea unor deplasări incrementale, adică a unei deplasări compusă din o sumă de lungimi care se adaogă succesiv, pe o distanță totală, într-un sens și în altul. Se efectuează o serie de astfel de deplasări pe o distanță totală suficientă, dus și întors, micșorînd la fiecare cursă de dute-vino deplasarea incrementală sau „incrementul", pînă ce sistemul, ajuns la limitele puterii rezolutive, are abateri sau toleranțe care depășesc valoarea nominală a incrementului. Datele se trec în diagrame, din care rezultatul se citește direct. În figura 8 este reprezentat, cu valori arbitrare un grup de astfel de diagrame.

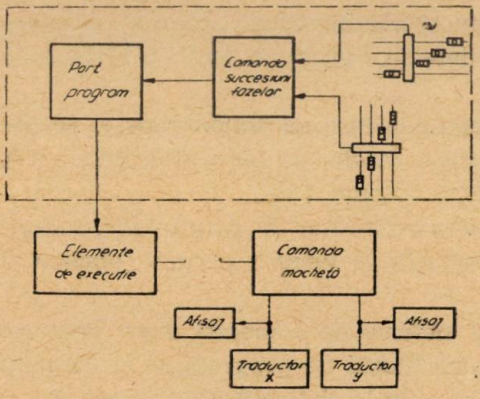


Fig. 7. Schema verificării unui sistem necodificat.

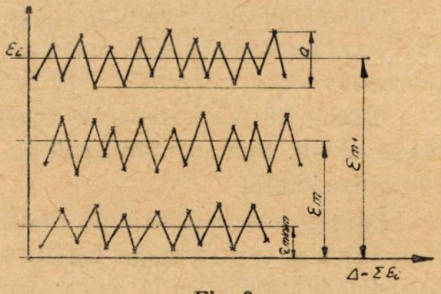


Fig. 8.

Acestea reprezintă de fapt valorile oarecari ale incrementului ε_i și deplasarea compusă $\Delta = \Sigma\varepsilon_i$; în aceleași unități. Din aceste valori, pe care le denumim „increment spontan" se determină, ca medie aritmetică, incrementul mediu ε_m , adică :

$$\varepsilon_m = \sqrt{\frac{\sum_1^i \varepsilon_i}{i}} \tag{4}$$

în care : i — numărul deplasărilor incrementale.

Inițial se adoptă o valoare mai mare, obținînd media și apoi micșorîndu-se la fiecare cursă, se ajunge la incrementul mediu minim $\varepsilon_{m\,min}$ care determină puterea rezolutivă. Se observă că mărimea acestuia este apropiată în intervalul maxim al abaterii — a, cotat în figura 8 pentru ε_{m1}

Repetabilitatea se precizează ca intervalul în care se oprește elementul de execuție, după o serie de deplasări repetate, obținute în urmă unor comenzi pentru aceeași mărime și cu sensuri x schimbate succesiv.

Pentru reprezentarea grafică se trasează și în acest caz diagrame și anume două ; una pentru originea deplasării și a doua pentru cota stabilită a se repeta. Evident se aleg o serie de astfel de cote, din care se obține intervalul căutat, respectiv repetabilitatea.

Determinarea preciziei se poate executa după metodica cunoscută pentru alte genuri de sisteme.

Pentru verificarea elementelor noi ale machetei, s-a experimentat în laborator, schema de comutare a fazelor ciclului și de asemenea afișajul. Acestea au dovedit capacitatea de funcționare corespunzătoare.

Restul elementelor fiind cunoscute, s-a trecut la execuție și montaj, care sînt în curs de realizare.

BIBLIOGRAFIE

1. P. A. Pakidov, *Programnoe upravlenie tokarnîmi i revolvernîmi stankami.* Moskova, Maşghiz 1962.
2. L. A. Sribner i L. K. Srago, *Proectirovanie poziţionîh sistem programnovo upravlenie.* Moscova, Maşghiz 1962.

МОДЕЛЬ УПРАВЛЯЕМАЯ ПО ЦИФРОВОЙ ПРОГРАММЕ ДЛЯ СТАНКОВ

(РЕЗЮМЕ)

Описывается конструкция модели управляемой по цифровой программе, упрощенной конструкции, с непосредственным сопоставлением и абсолютными датчиками, без промежуточного запоминающего устройства и с указанием как програмированной так и полученной координаты. Конструкция предназначена для проверки систем программного управления станков. Для этой проверки был уточнен экспериментальный метод для определения разрешающей способности.

MODELL MIT NUMERISCHE STEUERUNG FÜR WERKZEUGMASCHINEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Man beschreibt die Konstruktion eines Modelles mit numerische Steuerung für Werkzeugmaschinen, eine vereinfachte Konstruktion mit direkten Vergleich und absoluten Überträgern, ohne vermittelndes Gedächtnis und mit dem Anschlagen der gegebenen wie auch der verwirklichten Kote. Die steuerung des Arbeitszyklus werden nach einen neuen Schema gemacht.

Die Konstruktion ist bestimmt die Steuerungsysteme nach Programm bei Werkzeugmaschinen zu überprüfen, für welche die Messmetode der Resolutivenkraft festgestellt wurde.

INFLUENȚA PARAMETRILOR ELECTRICI ASUPRA PRELEVĂRII ȘI CALITĂȚII SUPRAFEȚEI LA ASCUȚIREA ELECTROEROZIVĂ ANODO-MECANICĂ A OȚELURILOR DE SCULE OSC

DE

ȘT. GHEORGHIU, Z. LANCRĂNGEAN, I. POPOVICI

Lucrarea își propune determinarea influenței parametrilor electrici asupra prelevării și calității suprafeței în cazul sculelor confecționate din oțel OSC precum și stabilirea regimurilor optime de prelucrare a mașinii pentru un raport cît mai convenabil între prelevare și asperități.

1. MĂSURĂTORI EFECTUATE

În lucrare au fost studiate seria de oțeluri OSC 7, 8, 10, 12 și 13 tratate termic conform normelor STAS (călire și revenire), avînd secțiunea de 1 cm^2.

Încercările s-au efectuat la mașina de ascuțit anodo-mecanică tip 4352, utilizînd pentru cele trei operații posibile ale mașinii (E, F, FF) cinci regimuri electrice distincte (II, IV, VI, VIII și X) care acoperă gama celor zece regimuri existente.

Viteza de lucru a fost menținută constantă la valoarea $v = 16$ m/sec, iar ca lichid de lucru s-a utilizat o soluție de silicat de sodiu $\gamma = 1{,}360$ g/cm^3 și modul $M = 2{,}8$. Măsurătorile au fost efectuate în două etape :

— pentru primele determinări s-a variat tensiunea U și curentul I prin schimbarea regimurilor electrice ale mașinii, presiunea menținîndu-se constantă la valoarea $p = 2{,}5$ kgf/cm^2 ;

— iar la cea de a doua serie de determinări s-a variat tensiunea U, menținîndu-se curentul I constant pentru cele trei operații, prin varierea presiunii de lucru.

Prelevarea G (g/cm^2 min) a fost calculată prin cîntărirea epruvetelor înainte și după prelucrare cu ajutorul unei balanțe analitice. Abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților s-a măsurat cu aparatul P.Ci-3, care integrează direct media pătratică geometrică a asperităților. Măsurătorile au fost concretizate în tabelul 1.1, 1.2.

Tabelul 1.1.

Material	Regim electric.	Eboșare				Finisare				Finisare fină			
		U V	*I* A	*h* μm	*G* g/cm²min	*U* V	*I* A	*h* μm	*G* g/cm²min	*U* V	*I* A	*h* μm	*G* g/cm²min
OSC 7	II	25	25	2,3	2,300	25	8	2,1	0,580	16	1	0,9	0,010
	IV	24	19	1,7	0,800	23	7	2	0,360	14	1	0,6	0,020
	VI	24	15	1,7	0,640	22	6	1,2	0,410	13	0,6	0,6	0,010
	VIII	22	8	1,2	0,280	21	4,5	1,1	0,310	12	0,4	0,5	0,010
	X	21	7	1,8	0,180	23	2	1,2	0,520	11	0,5	0,7	0,040
OSC 8	II	25	25	2	2,300	26	9	2,1	0,190	15	2	1,4	0,030
	IV	24	18	1,8	0,840	23	6,5	2	0,180	14	0,6	1,1	0,030
	VI	23	14	1,8	0,560	23	5	1,3	0,220	13	0,5	0,5	0,020
	VIII	22	9	1,3	0,280	20	4	1	0,200	12	0,4	0,5	0,050
	X	22	7	1,8	0,200	21	2	1	0,210	11	0,5	0,7	0,035
OSC 10	II	25	26	2,1	2,320	26	8	2,2	0,100	15	2	1,4	0,010
	IV	24	19	1,8	0,850	22	7,5	2,1	0,100	14	0,5	1,4	0,010
	VI	23	14	1,8	0,580	22	5,5	1,6	0,130	13	0,5	1	0,010
	VIII	22	9	1,7	0,310	24	4	1,1	0,150	11	0,5	0,3	0,010
	X	22	8	1,7	0,190	20	3	0,9	0,150	11	0,5	0,5	0,010
OSC 12	II	25	26	2,2	2,300	26	7	2	0,070	16	1	1,4	0,010
	IV	24	18	2	0,800	22	7	2	0,070	14	1,1	0,7	0,020
	VI	23	14	2	0,600	22	5	1,2	0,060	13	0,7	0,6	0,030
	VIII	22	8	1,2	0,290	20	4	1	0,080	11	0,5	0,5	0,010
	X	22	7	1,5	0,210	20	4	1	0,030	11	0,4	0,75	0,010
OSC 13	II	25	26	2,5	2,360	26	8	2	0,060	15	2	1,2	0,005
	IV	24	18	1,7	0,860	22	7	1,9	0,050	14	1,1	0,6	0,010
	VI	23	14	2	0,600	22	6	1,3	0,050	13	0,5	0,6	0,010
	VIII	21	9	1,3	0,310	22	2	1	0,030	11	0,7	0,6	0,010
	X	22	8	1,8	0,175	23	2	0,9	0,045	11	0,4	0,5	0,010

Tabelul 1.2.

Regim electric.	*I* A	*U* V	*h* μm	*G* g/cm²min	Operația	Observații
II	10	31	2,5	0,940		
IV	10	26	1,8	0,760		
VI	10	24	1,4	0,640	Eboșare	
VIII	10	20	1,55	0,600		
X	10	19	1,8	0,520		
II	5	29	2	0,300		Pentru toate măsurătorile s-a întrebuințat epruvete din OSC-10 luat ca medie a caracteristicilor OSC 7—13
IV	5	24	1,5	0,260		
VI	5	22	1,2	0,200	Finisare	
VIII	5	18	1,3	0,140		
X	5	17	1,4	0,140		
II	2	15	0,7	0,035		
IV	2	13	0,7	0,025		
VI	2	11	0,35	0,010	Finisare fină	
VIII	2	10	0,35	0,010		
X	2	9	0,35	0,005		

2. INTERPRETAREA REZULTATELOR

2.1. Din măsurătorile concretizate în tabelul 1.1 s-au calculat valorile lui G (g/cm² min) și P_s (w/cm²) pentru reprezentarea curbei $G=f(P_s)$ fig. 2.1. Această curbă s-a ridicat pentru operația de eboșare, întrucît la această operație interesează prelevarea de material, adică, înlăturarea surplusului de material la ascuțirea sculelor. Din curbă se vede că se confirmă concluziile arătate în lucrarea precedentă privind OSC-urile [1].

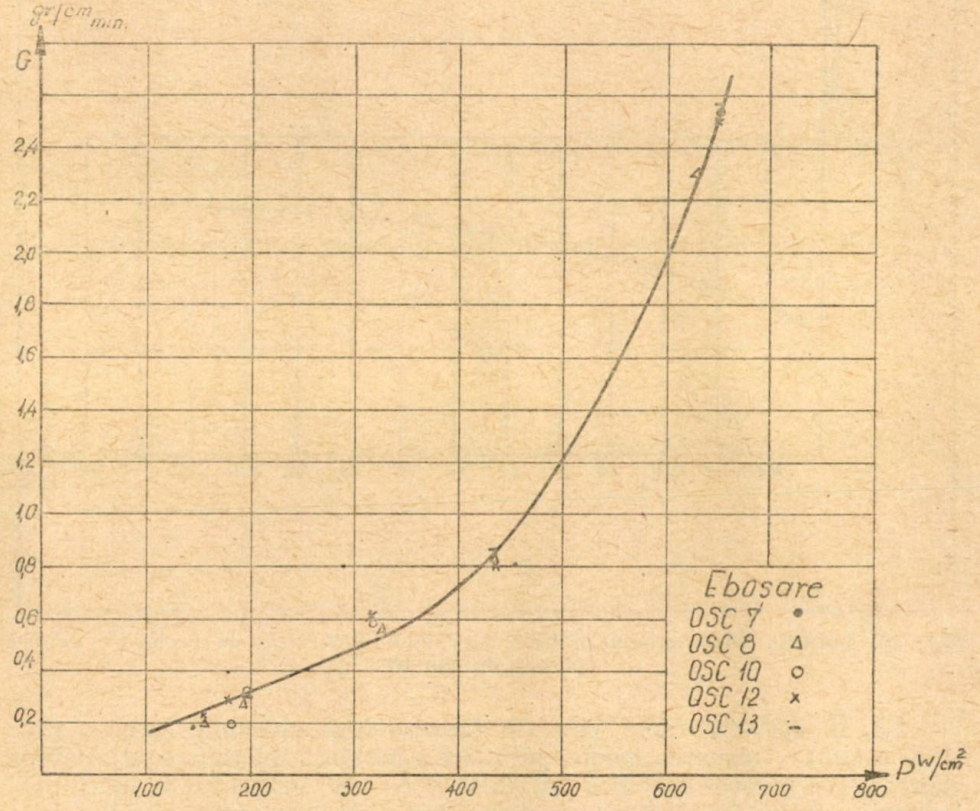


Fig. 2.1. Variația prelevării în funcție de puterea consumată.

2.2. În operația de eboșare datorită introducerii puterilor mari (200—700 w/cm²), în proces au loc prelevări puternice și ca urmare abaterile mediei pătratice a înălțimii microneregularităților suprafeței sculei prelucrate în acest regim dur sînt mai mari. Din curba $h=f(G)$ figura 2.2 se observă că abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților crește odată cu creșterea prelevării [1], (adică cu creșterea puterii introduse), dar spre deosebire de prelucrările clasice ale sculelor aşchietoare microneregularitățile nu depășesc valorile 1,6—3,2 μm. Deci cu toate că

puterea utilă introdusă în spațiul de lucdu crește, fapt care atrage creșterea prelevării, deci micșorarea timpului tehnologic de prelevare, abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților suprafeței prelucrate se plafonează la valori caracteristice clasei a 6-a de netezime.

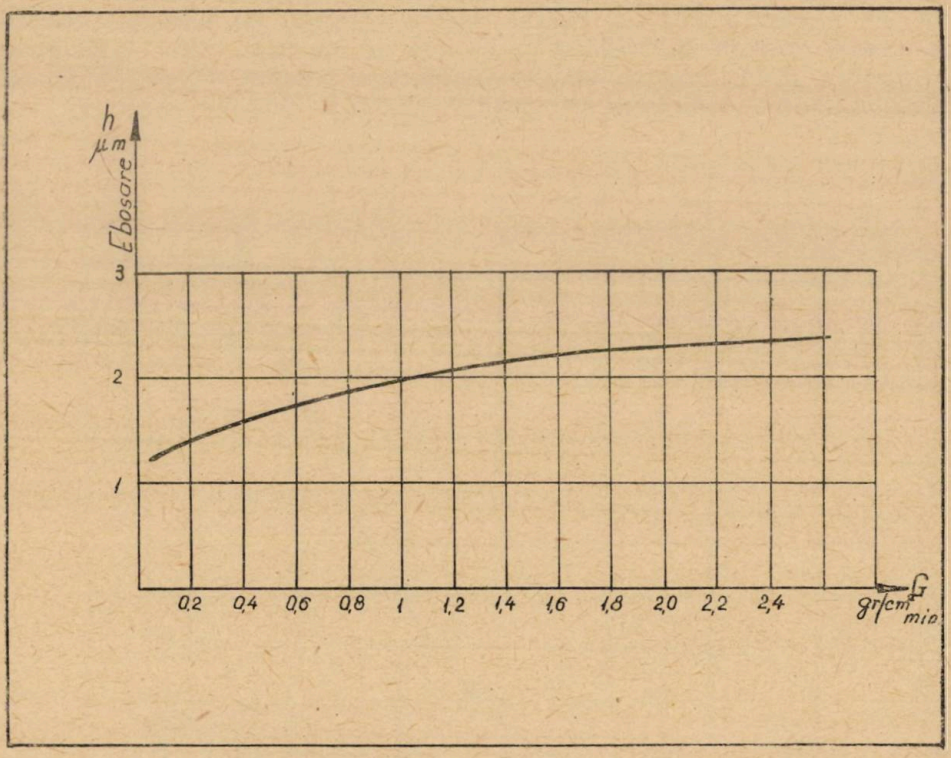


Fig. 2.2. Variația microneregularităților suprafeței în funcție de prelevare pentru operația de ebosare.

2.3. În operațiile de finisare și finisare fină, mărimile caracteristice sînt : h (μm) — abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților suprafeței și puterea specifică introdusă P_s (w/cm²) în spațiul de lucru prelevarea în aceste operații este mică nefiind o mărime caracteristică.

Din analiza curbei $h=f(P_s)$ figura 2.3 rezultă clar că finisarea fină se execută cu puteri cuprinse între 5 și 25 w/cm² ; recomandată este între 5 și 15 w/cm² deoarece abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților este foarte mică ajungîndu-se la clasele de netezime 8 și 9, pentru care regimul electric optim este de $U=(12\div15)$ V iar $j=(0{,}4\div1)$ A/cm² în cazul OSC-urilor studiate.

Operația de finisare se execută cu puteri cuprinse între 25 și 200 w/cm² cărora le corespunde un grad de prelucrare aferent claselor 7 și 6 de netezime (mărirea microneregularităților) se obține în domeniul utilizării pute-

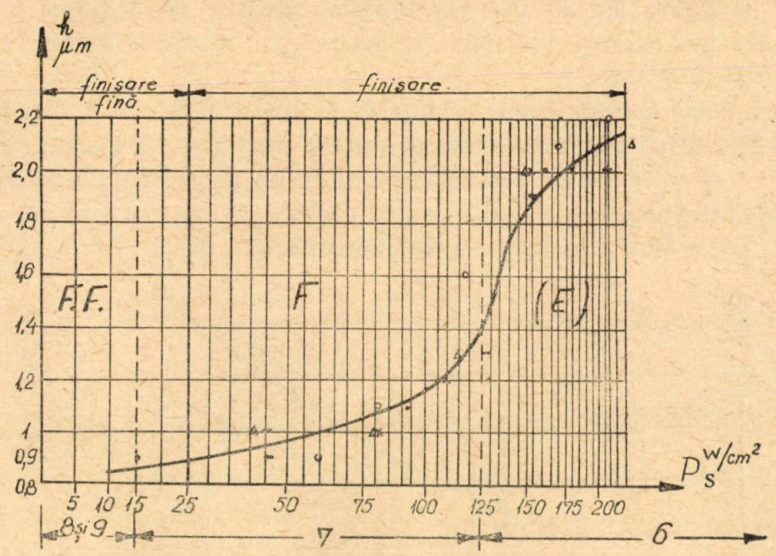


Fig. 2.3. Variația microneregularităților suprafeței în funcție de puterea consumată pentru operația de finisare și finisare fină.

rilor mari pentru această operație. De aceea în cazul ascuțirii sculelor din OSC se recomandă folosirea puterilor cuprinse între (25÷125) w/cm² obținîndu-se clasa de netezime 7 și nu se recomandă utilizarea puterilor cuprinse între (125÷200) w/cm² deoarece abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților crește foarte mult, în timp ce prelevarea crește foarte puțin după cum rezultă din figura 2.1. În acest caz este de preferat utilizarea puterilor mai mari (operația de eboșare) pentru care la aceeași clasă de netezime 6, prelevarea este mult mai mare.

Regimul electric optim corespunzător acestei operații pentru OSC-uri este $U=(20\div22)$ V și $j=(1\div6)$ A/cm² valori ce corespund obținerii clasei de netezime 7.

2.4. Al doilea grup de măsurători s-a efectuat pentru un singur OSC — OSC10, fiind cel mai des utilizat și avînd conținutul mediu de carbon dintre OSC-urile studiate.

În primul rînd s-a urmărit influența tensiunii U asupra prelevării de material de-a lungul celor trei operații, menținîndu-se curentul constant pentru o operație prin varierea presiunii p. Valorile curenților au fost stabilite la eboșare $I=10$ A, finisare $I=5$ A și finisare fină $I=2$ A.

Din analiza curbelor $G=f(U)$ pentru $I=$constant figura 2.4 în cele trei operații rezultă că odată cu creșterea tensiunii productivitatea crește în fiecare operație și totodată se confirmă că factorul preponderent la prelevarea de material în prelucrarea electroerozivă anodo-mecanică este curentul (respectiv j [1]) care este și factorul de bază în creerea mărimii microneregularităților suprafeței.

2.5. În figura 2.5 au fost reprezentate curbele $G=f(P_s)$ și $h=f(P_s)$ pentru cele trei operații distincte ale mașinii, în condițiile în care $I=$constant și $U \neq$ constant.

Din analiza acestor curbe rezultă că și aceste OSC-uri respectă legea creșterii prelevării odată cu creșterea puterii introdusă în spațiul de lucru, creștere ce se face fie pe seama curentului fie pe seama tensiunii.

Analizînd curbele $h = f(P_s)$ pentru eboșare, finisare și finisare fină în cele cinci regimuri ale mașinii s-a obținut curbele *1*, *2* și *3*.

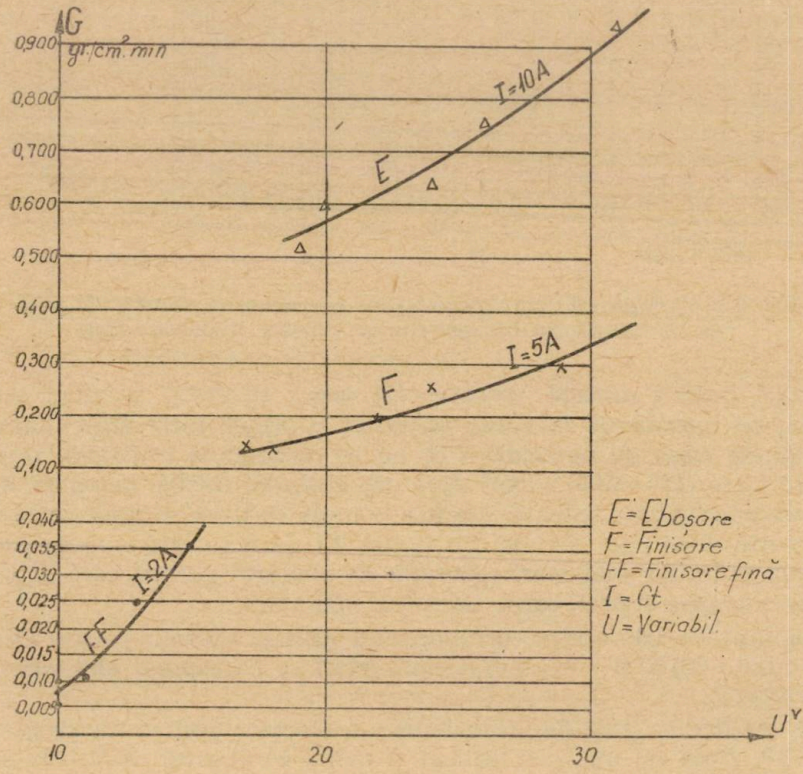


Fig. 2.4. Variația prelevării în funcție de tensiune pentru curent constant la eboșare, finisare și finisare fină.

În mod normal abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților trebuie să crească cînd puterea crește și să scadă cînd puterea introdusă în spațiul de lucru descrește. Ori în condițiile impuse ca de-a lungul celor cinci regimuri electrice diferite să menținem curentul constant apar anomalii, în sensul că prin micșorarea puterii sub o anumită valoare critică P_0 asperitățile cresc pentru fiecare operație cu toate că pentru introdusă în spațiul de lucru scade.

Din curbele trasate în figura 2.5 se observă că alura curbelor $h = f(P_s)$ pentru eboșare, finisare și finisare fină este identică.

Considerînd variația lui $h = f(P_s)$ în cazul unei operații și a factorilor variabili $p = f(P_s)$, $U = f(P_s)$ concretizate în figura 2.6 se pot da următoarele explicații :

Se notează valorile extreme ale puterilor cu P_1 și P_2, ale abaterii medii pătratice a înălțimii microneregularităților cu h_1 și h_2, ale presiunii cu p_1 și p_2, ale tensiunii U_1 și U_2 și cu P_0, respectiv h_0, p_0 și U_0 valorile corespunzătoare punctului optim de funcționare.

Se știe că expresia puterii în curent continuu este :

$$P = U \cdot I \qquad (1) \qquad \text{dar } I = \frac{U}{R} \qquad (2) \qquad \text{cum } R = \rho \frac{l}{S} \varphi \qquad (3)$$

în care :

φ — ține cont de influența dizolvării anodice ; $\varphi < 1$

ρ, l, S — sînt mărimi caracteristice ale spațiului de interacțiune dintre sculă și piesă, considerate convențional echivalente situației reale din spațiul de lucru.

Înlocuind (3) în (2) și (2) în (1) obținem :

$$P = U^2 \cdot S \cdot \frac{1}{\rho \cdot l \cdot \varphi} \qquad (4)$$

notînd $\frac{1}{\rho \cdot l \cdot \varphi} = \frac{1}{k}$

$$P = \frac{U^2}{k} \cdot S \qquad (5)$$

cum $I = \frac{U}{k}$ și deoarece $I =$ constant de-a lungul curbei pentru această operație rezultă pentru cele trei puncte relația :

$$I_1 = I_0 = I_2 \qquad (6)$$

deci

$$\frac{U_1}{k} \cdot S_1 = \frac{U_0}{k} \cdot S_0 = \frac{U_2}{k} \cdot S_2 \qquad (7)$$

dar, deoarece din curba lui $U = f(P_s)$ rezultă că

$$U_1 < U_0 < U_2 \qquad (8)$$

înseamnă că

$$S_1 > S_0 > S_2 \qquad (9)$$

unde cu „S" s-a notat suprafața reală de contact pentru o anumită valoare a lui P.

Întrucît puterile introduse în spațiul de lucru cresc, ele se află în inegalitatea

$$P_1 < P_0 < P_2 \qquad (10)$$

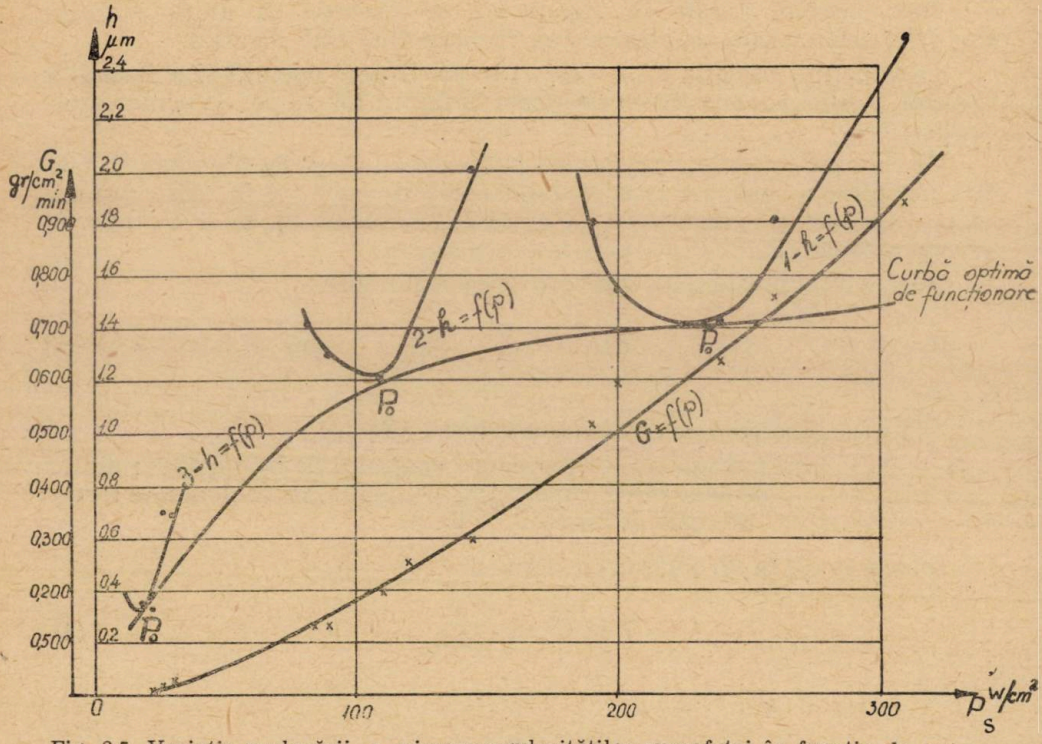


Fig. 2.5. Variația prelevării, a microneregularităților suprafeței în funcție de puterea consumată la $U \neq$ constant și $I =$ constant.

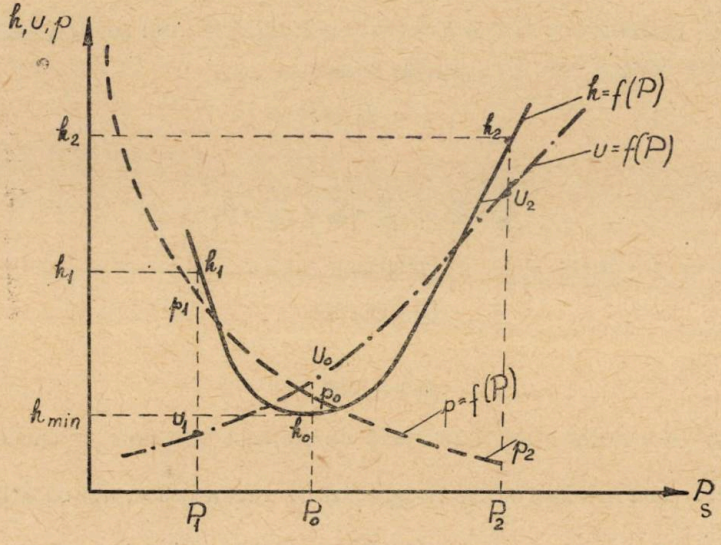


Fig. 2.6. Variația lui h, U, p funcție de puterea consumată.

normal ar fi ca și asperitățile să se afle în același raport, adică

$$h_1 < h_0 < h_2. \tag{11}$$

Din curba lui $h = f(P_s)$ se vede că ramura corespunzătoare puterilor de la $P_0 - P_2$ respectă această lege, adică $h_0 < h_2$ și e normală și mai ales că și presiunea $p_2 < p_0$.

Datorită faptului că presiunea $p_1 > p_0$ și puterea $P_1 > P_0$ normal ar fi ca și $h_1 < h_0$. Dar din datele experimentale se observă că $h_1 > h_0$ ceea ce nu corespunde acestui raționament. Această anomalie poate fi explicată pe baza ipotezei că : numărul canalelor de descărcare începînd de la P_0 spre P_1 scad, datorită micșorării mai accentuate a tensiunii din spațiul de lucru, ceea ce face ca descărcările să se facă mai greu din cauza existenței peliculei anodice care nu este străpunsă la aceste valori ale tensiunii. Deoarece presiunea crește mult de la p_0 la p_1, ea este factorul ce dirijează procesul de descărcare prin intermediul discului, care distruge pelicula anodică de pe suprafața asperităților creind astfel posibilitatea apariției descărcărilor. În acest caz descărcările au loc prin mai puține canale, ceea ce atrage după sine mărirea gradului de asperitate a suprafeței.

Această ipoteză va putea fi verificată experimental în momentul în care se vor putea înregistra numărul descărcărilor pe suprafața prelucrată în unitatea de timp.

Din analiza curbelor *1*, *2* și *3* ale lui $h = f(P_s)$ se observă că fiecăreia îi corespunde un singur punct optim de funcționare normală în operația respectivă notat cu P_0 corespunzător puterii introduse.

Prin unirea acestor puncte de funcționare optimă pentru fiecare operație a mașinii corespunzător lui h_0 se obține o curbă a regimurilor optime de funcționare. Această curbă a fost ridicată pentru prima dată și este utilizată la delimitarea operațiilor de prelucrare electroerozivă anodo-mecanică în funcție de puterile optime introduse în spațiul de lucru, pentru un raport cît mai convenabil între prelevare și abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților suprafeței prelucrate, stabilindu-se și clasele de netezime ale suprafețelor în operațiile de ascuțire a sculelor din OSC.

3. CONCLUZII

Pentru ascuțirea electoerozivă anodo-mecanică a sculelor așchietoare confecționate din OSC se recomandă :

3.1. La operația de eboșare se vor utiliza puteri cuprinse între $P_s = (200 \div 700)$ w/cm^2 cărora le corespund următoarele valori ale parmetrilor electrici $U = (20 \div 25)$ V și $j = (8 \div 25)$ A/cm^2. Pentru aceste valori clasa de netezime a suprafeței prelucrate este 6.

3.2. La operația de finisare se vor utiliza puteri cuprinse între $P_s = (25 \div 125)$ w/cm^2 pentru care $U = (20 \div 22)$ V și $j = (1 \div 6)$ A/cm^2. Clasa de netezime obținută pentru această operație este 7.

3.3. Operației de finisare fină îi corespund puteri cuprinse între $P_s = (5 \div 15)$ w/cm² pentru care $U = (12 \div 15)$ V și $j = (0{,}4 \div 1)$ A/cm². Gradul de netezime al suprafeței se plasează în clasa 8 și 9.

3.4. În cazul eboșării unde netezimea suprafeței nu este un factor preponderent (întrucît s-a văzut că utilizînd chiar puteri mari abaterea mediei pătratice a înălțimii microneregularităților suprafeței nu depășește clasa 6-a de netezime) se recomandă pentru ascuțirea sculelor așchietoare confecționate din OSC utilizarea puterilor cuprinse între 400 și 700 w/cm².

Toți parametrii aleși sînt valabili pentru mașina 4352.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Nanu, Fundamentarea teoretică a principalelor fenomene constatate experimental la prelucrarea anodo-mecanică a metalelor. Bul. Șt. și Tehn. al IPT Tom 6 (1961) fascicola 1.
2. A. Nanu, Gh. Svii, Șt. Gheorghiu, I. Popovici, Determinarea regimului optim de ascuțire electroerozivă anodo-mecanică a sculelor așchietoare din oțel rapid R 18 tratate termic, la mașina 4352. Acad. R.S.R., Baza Cerc. Timișoara Studii și Cercet. Șt. Tenh Tom X 1963.

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА СЪЕМ И КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ АНОДНОМЕХАНИЧЕСКОЙ ЗАТОЧКЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ O.S.C.

(РЕЗЮМЕ)

Работа изучает вопрос электроэрозионной анодномеханической заточки режущих инструментов из сталей O.S.C.

Опреляются оптимальные режимы обработки для обдирки, шлифовки и доводки в зависимости от электрических параметров, а также оптимальная кривая работы анодномеханического заточного станка модели 4352.

DER EINFLUSS DER ELEKTRISCHEN PARAMETER AUF DEN WERKSSTOFF-ABTRAG UND DIE OBERFLÄCHENGÜTE BEIM ANODEN-MECHANISCHEN ELEKTROEROSIVSCHÄRFEN VON WERKZEUGSTÄHLEN OSC

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit behandelt das Problem des anoden-mechanischen Elektroerosivschärfen von Zarspanwerkzeugen aus Werkzeuksthal OSC.

Durch Bestimmung der elektrischen Parametern wurden die optimalen Betriebsbedingungen für die drei Bearbeitungsarten — Schruppen, Schlichten und Feinschlichten — begrenzt. Desgleichen wurde das optimale Betriebsdiagramm der anodenmechanischen Schärfmaschine Typ 4352 aufgerichtet.

CONTRIBUȚIE LA DETERMINAREA INTERDEPENDENȚEI DINTRE PARAMETRII ELECTRICI ȘI TEHNOLOGICI LA RECTIFICAREA ANODO-MECANICĂ A PLĂCUȚELOR DE ALIAJ DUR K 10

DE

AL. NICHICI, I. POPOVICI, ȘT. GHEORGHIU

1. PROBLEMA

Rectificarea anodo-mecanică se aplică cu succes pentru îndepărtarea surplusului de material și realizarea unei geometrii corespunzătoare a plăcuțelor de aliaj dur destinate armării sculelor așchietoare.

În literatura de specialitate [1], [2] se indică orientativ regimurile de rectificare, prelevarea de material și clasa de netezime a suprafețelor prelucrate pentru unele mărci de aliaje dure.

Datele publicate au o valoare documentară generală și nu permit determinarea interdependenței între parametrii electrici și tehnologici ai prelucrării în condițiile existente în exploatare și exprimarea acesteia într-o formă explicită și ușor de urmărit.

Lucrarea își propune rezolvarea acestei probleme printr-o metodă originală obținîndu-se în final o nomogramă ce exprimă legătura între rugozitatea impusă suprafeței prelucrate, puterea electrică specifică introdusă în spațiul de lucru, materialul sculei și timpul tehnologic principal unitar de rectificare.

Dată fiind corelația practic incontrolabilă a tuturor parametrilor procesului de rectificare anodo-mecanică au fost menținute invariabile forma și dimensiunile electrodului sculă, forma și dimensiunile piesei, presiunea între sculă și piesă, proprietățile și debitul lichidului de lucru. A fost variată în trepte viteza mișcării relative dintre sculă și piesă.

2. ASPECTE ALE INTERDEPENDENȚEI DINTRE PARAMETRII ELECTRICI ȘI TEHNOLOGICI LA RECTIFICAREA ANODO-MECANICĂ

În condițiile specificate mai sus, are un caracter esențial legătura între prelevarea de material V în mm^3 și energia electrică medie introdusă în spațiul de lucru W_m în Joule :

$$V=f(W_m) \tag{1}$$

respectiv între productivitatea prelucrării V_t în mm^3/min. și puterea electrică medie P_m în Watt :

$$V_t=f(P_m) \tag{2}$$

Se remarcă faptul că în literatură de specialitate [3] relația (2) este reprezentată, pentru tensiune electrică și suprafață prelucrată constante, avînd ca variabilă densitatea curentului electric j în A/mm^2.

$$V_t=f(j). \tag{3}$$

Din punct de vedere energetic, importanța relațiilor de mai sus rezidă în faptul că ele permit evidențierea unor mărimi specifice deosebit de importante ca de exemplu, cantitatea de energie necesară pentru prelevarea unității de volum din materialul piesei :

$$W_v=\frac{W_m}{V}\quad\frac{\text{Joule}}{\text{mm}^3}. \tag{4}$$

W_v poate fi însă interpretat și ca energia necesară pentru îndepărtarea de pe unitatea de suprafață a unui adaos de prelucrare unitar, avînd în această formă dimensiunea Joule/mm$^2\cdot$mm.

Pe de altă parte, regimul electric de rectificare poate fi caracterizat mai general prin puterea electrică medie specifică introdusă în spațiul de lucru :

$$P_s=\frac{P_m}{s}\quad\frac{\text{Watt}}{\text{mm}^2}. \tag{5}$$

Caracterizarea regimului electric prin valoarea densității de curent j reprezintă un caz particular al relației (5), atunci cînd tensiunea de lucru este constantă, dat fiind că :

$$P_S=\frac{U_m\cdot I_m}{S}=U_m j \tag{6}$$

unde U_m și I_m reprezintă valorile medii ale tensiunii în volți și curentului în amperi.

Raportînd W_v la P_s se obține timpul tehnologic principal necesar pentru îndepărtarea unui adaus de prelucrare unitar de pe întreaga suprafață pe care s-a introdus o putere electrică specifică egală cu P_s :

$$T_{pu}=\frac{W_v}{P_s}\quad\frac{\text{sec}}{\text{mm}}. \tag{7}$$

În procesul prelucrării anodo-mecanice dependența prelevării de material V de energia introdusă W_m (1) este determinată de proprietățile fizice, termice și mecanice ale materialului prelucrat. Această dependență este însă influențată și de ceilalți parametri din proces și în special, în ceea ce ne privește, de materialul și viteza periferică a sculei disc, prin modificarea repartizării între anod și catod a energiei introduse în spațiul de lucru. Determinarea lui T_{pu} va trebui să țină seama de această influență.

Din punct de vedere tehnologic interesează în cea mai mare măsură calitatea suprafețelor prelucrate și în primul rînd netezimea acestora.

La procedeul de prelucrare anodo-mecanic prelevarea de material se realizează prin dizolvarea anodică și prin eroziune electrică [3]. Microneregularitățile de pe suprafața prelucrată sînt însă provocate în mod exclusiv de către efectul eroziv al descărcărilor electrice amorsate între sculă și piesă, acțiunea dizolvării anodice constînd în netezirea asperităților provocate prin eroziune electrică.

La puteri specifice mici, realizate prin aplicarea unor tensiuni electrice scăzute, nu au loc descărcări electrice între sculă și piesă, acționînd în exclusivitate dizolvarea anodică ce are ca efect netezirea suprafețelor prelucrate. Înălțimea microneregularităților scade foarte mult.

La puteri specifice mai mari, acționează simultan prelevarea prin dizolvare anodică și prin eroziune electrică, influența celei dintîi fiind practic neglijabilă. Rezultă înălțimi ale microneregularităților mai mari.

Se poate aprecia că rugozitatea suprafeței este determinată de puterea electrică specifică P_s. O influență de al doilea ordin este de așteptat, în condițiile analizate, din partea materialului sculei și vitezei mișcării relative între sculă și piesă.

Avînd în vedere faptul că prelevarea de material se face în cea mai mare parte prin eroziune electrică se poate emite, în plus, ipoteza că rugozitatea suprafeței depinde în mod esențial de energia, durata și frecvența descărcărilor electrice dintre sculă și piesă.

3. CERCETĂRI EXPERIMENTALE

Scopul cercetării experimentale a fost determinarea dependenței prelevării de material și netezimii suprafeței de puterea electrică specifică introdusă în spațiul de interacțiune al sculei cu piesa.

Au fost supuse rectificării anodo-mecanice, plăcuțe din aliaj dur K 10 (STAS 6374-61) de secțiune octogonală cu suprafața de 91 mm^2. Ca electrozi sculă s-au utilizat discuri din alamă, cupru, fontă cenușie și oțel moale, cu diametrul exterior de 180 mm, lățimea părții active de 30 mm, prevăzute cu 20 caneluri de 3×7 mm înclinate la un unghi de 15° față de rază.

Energia electrică introdusă în spațiul de lucru a fost variată prin modificarea tensiunii de lucru între 10 și 30 V și a timpului de prelucrare între 0,75 și 6 minute. Presiunea dintre sculă și piesă a fost menținută constantă la valoarea $0{,}323 \frac{N}{mm^2}$.

Ca lichid de lucru s-a utilizat o soluție de sticlă solubilă cu modulul 2,8 și densitatea 1,380 g/cm^3. Debitul de lichid în zona de lucru a fost de 11 l/min.

Experimentările au fost efectuate pe o instalație de ascuțit scule model 4352 de construcție sovietică.

Întrucît raportul dintre volumul părții active a electrodului sculă și volumul materialului prelevat are valori extrem de ridicate la rectificarea anodo-mecanică a plăcuțelor de aliaj dur, uzura volumetrică a sculei (după datele din [1] de ordinul 5÷10%) este practic neglijabilă.

În timpul experimentărilor au fost măsurate :

— U_m și I_m cu instrumente de măsură magnetoelectrice ;

— timpul de prelucrare t_p ;

— prelevarea de material G, prin cîntărirea plăcuțelor de aliaj dur înainte și după prelucrare pe o balanță analitică ;

— înălțimea medie patratică a microneregularităților suprafeței prelucrate H_{mp} cu un rugozimetru model π 4-3 de construcție sovietică.

Rezultatele măsurătorilor sînt redate în tabelele 1, 2 și 3.

Tabelul 1

Material sculă	v m/sec.	U_m V	I_m A	t_p min.	G g	H_{mp} μm
Alamă	16	11	0,6	6	0,020	0,35
		22	1,5	3	0,060	1,2
		22	7	1	0,200	2,5
		13	0,5	5	0,020	0,3
		24	3	2,5	0,200	2
		24	10	1	0,390	2,7
		16	1,5	3	0,010	0,6
		28	7	1,5	0,430	1,8
		30	15	0,75	0,600	3
Cupru	16	11	0,5	6	0,020	0,38
		23	1,3	3	0,020	1,2
		23	6	1	0,140	2,5
		13	0,5	5	0,020	0,35
		25	1,5	2,5	0,040	1,2
		25	7	1	0,210	1,8
		17	0,7	3	0,030	0,75
		27	7	1,5	0,330	1,8
		27	22	0,75	0,650	2,7
Fontă cenușie	16	11	1	6	0,020	0,52
		19	4	3	0,160	1,2
		20	11	1	0,270	2,3
		13	1	5	0,015	0,3
		24	4,5	2,5	0,320	1,2
		23	16	1	0,450	1,8
		17	1,5	3	0,015	0,5
		26	9	1,5	0,395	1,2
		28	25	0,75	0,730	2,8

Tabelul 1 (continuare)

Material sculă	v m/sec.	U_m V	I_m A	t_p min.	G g	H_{mp} µm
Oţel moale	16	10	0,6	3	0,010	0,4
		18	2	2	0,020	1,3
		20	9	1	0,160	2,5
		12	2	4	0,030	0,75
		24	4	2	0,150	1,2
		23	15	1	0,400	1,8
		16	1,5	3	0,040	0,45
		28	6,5	1,5	0,220	1,5
		30	24	0,75	0,490	2,5

Tabelul 2

Material sculă	v m/sec.	U_m V	I_m A	t_p min.	G g	H_{mp} µm
Alamă	21	9	0,5	6	0,020	0,55
		19	1	3	0,060	1,2
		17	8	1	0,240	2
		12	0,6	4	0,010	0,6
		21	3	2	0,190	2,1
		21	15	1	0,710	2,0
		12	3	3	0,010	0,6
		22	8	1,5	0,430	1,8
		25	16	0,75	0,685	2,2
Cupru	21	9	0,6	6	0,030	0,35
		19	2	3	0,120	1,1
		19	7	1	0,200	2,3
		12	0,6	4	0,030	0,35
		19	5	2	0,260	2,0
		20	16	1	0,650	2,4
		15	0,8	2	0,030	0,75
		24	7,5	1	0,290	2,0
		24	25	0,5	0,720	2,6
Fontă cenușie	21	10	0,3	6	0,030	0,6
		17	4,5	3	0,270	1,0
		19	7	1	0,200	1,8
		11	1,1	4	0,005	0,42
		20	5,5	2	0,290	1,1
		22	10	1	0,370	1,8
		12	4	2	0,005	0,45
		24	8	1	0,090	1,3
		28	13	0,5	0,370	2,5
Oţel moale	21	10	0,5	6	0,015	0,6
		19	1,8	3	0,090	1,2
		19	9,5	1	0,245	1,8
		12	0,5	4	0,015	0,5
		21	4	2	0,280	1,5
		21	18	1	0,665	2,0
		16	0,6	2	0,050	0,6
		23	11	1	0,375	1,8
		23	35	0,5	0,820	3,0

Tabelul 3

Material sculă	v m/see.	U_m V	I_m A	t_p min.	G g	H_{mp} µm
						0
Alamă	26	10	0,5	6	0,020	1,45
		22	1	3	0,230	1,1
		22	8	1	0,260	,45
		12	1	4	0,020	0,55
		25	1	2	0,020	1,3
		26	8	1	0,350	1,65
		16	0 8	3	0,030	0,7
		26	7	1,5	0,420	1,9
		27	20	0,75	0,820	2,2
Cupru	26	10	0,5	6	0,010	0,6
		19	3	3	0,110	1,0
		20	5	1	0,090	1,5
		13	0,5	4	0,010	0,7
		26	1,2	2	0,070	1,2
		25	6	1	0,200	1,5
		17	0,6	3	0,010	0,6
		30	5,4	1,5	0,240	1,9
		30	23	0,75	1,020	2,2
Fontă cenuşie	26	11	0,6	6	0,005	0,38
		21	1,5	3	0,010	0,85
		21	4	1	0,040	1,3
		13	0,9	4	0,005	0,3
		23	4	2	0,090	0,7
		24	10	1	0,240	1,5
		17	1	3	0,010	0,5
		28	7	1,5	0,220	1,35
		31	16	0,75	0,590	1,65
Oţel moale	26	11	0,5	6	0,010	0,45
		20	1,5	3	0,060	0,85
		20	6,5	1	0,075	1,5
		13	0,5	4	0,015	0 32
		21	6,5	2	0,160	1,0
		23	11	1	0,255	1,8
		15	2,5	3	0,015	0,7
		28	7	1,5	0,250	1,2
		29	15	0,75	0,415	1,65

4. CONSTRUIREA NOMOGRAMEI $H_{mp} - P_s$ — MATERIAL SCULĂ — T_{pu} PENTRU DIFERITE VITEZE PERIFERICE ALE DISCULUI SCULĂ

Pe baza măsurătorilor efectuate au fost determinate prin calcul P_s, W_m, V, W_v şi T_{pu} cu relaţiile (5), (4), (7) şi respectiv :

$$W_m = P_m \cdot t_p \tag{8}$$

$$V = \frac{G}{\gamma} \tag{9}$$

unde $\gamma = 15\ \text{gf/cm}^3$ este greutatea specifică a aliajului dur K 10.

Dat fiind numărul mare de parametri urmăriți pentru a asigura o reprezentare cît mai completă a rezultatelor s-a recurs la utilizarea unei nomograme.

Pentru reprezentarea acesteia s-au încercat sisteme de coordonate rectangulare cu scări normale (fig. 1) și cu scări logaritmice (fig. 2, 3 și 4).

Avantajele utilizării scărilor logaritmice constau în posibilitatea reprezentării întregului domeniu de variație al mărimilor studiate într-un spațiu restrîns și folosirea unei singure scări pentru T_{pu} respectiv P_s. În plus, dependențele $T_{pu} = f(P_s)$ sînt practic linii drepte.

Este de remarcat că ipoteza enunțată anterior cu privire la rolul determinant al puterii electrice specifice asupra netezimii suprafeței a fost verificată și experimental.

Pentru ambele variante de reprezentare încercate, schema de utilizare a nomogramelor, ridicate pentru o valoare dată a vitezei mișcării relative, este următoarea :

$$H_{mp} \text{ — material sculă — } P_s - T_{pu}. \tag{10}$$

Pentru un caz concret de prelucrare, avînd mărimea suprafeței de prelucrat S în mm² și adausul de rectificare h în mm, se obține puterea electrică medie ce trebuie introdusă în spațiul de lucru.

$$P_m = P_s \cdot S \quad \text{W} \tag{11}$$

și timpul tehnologic principal de rectificare.

$$T_p = T_{pu} \cdot h \quad \text{sec.} \tag{12}$$

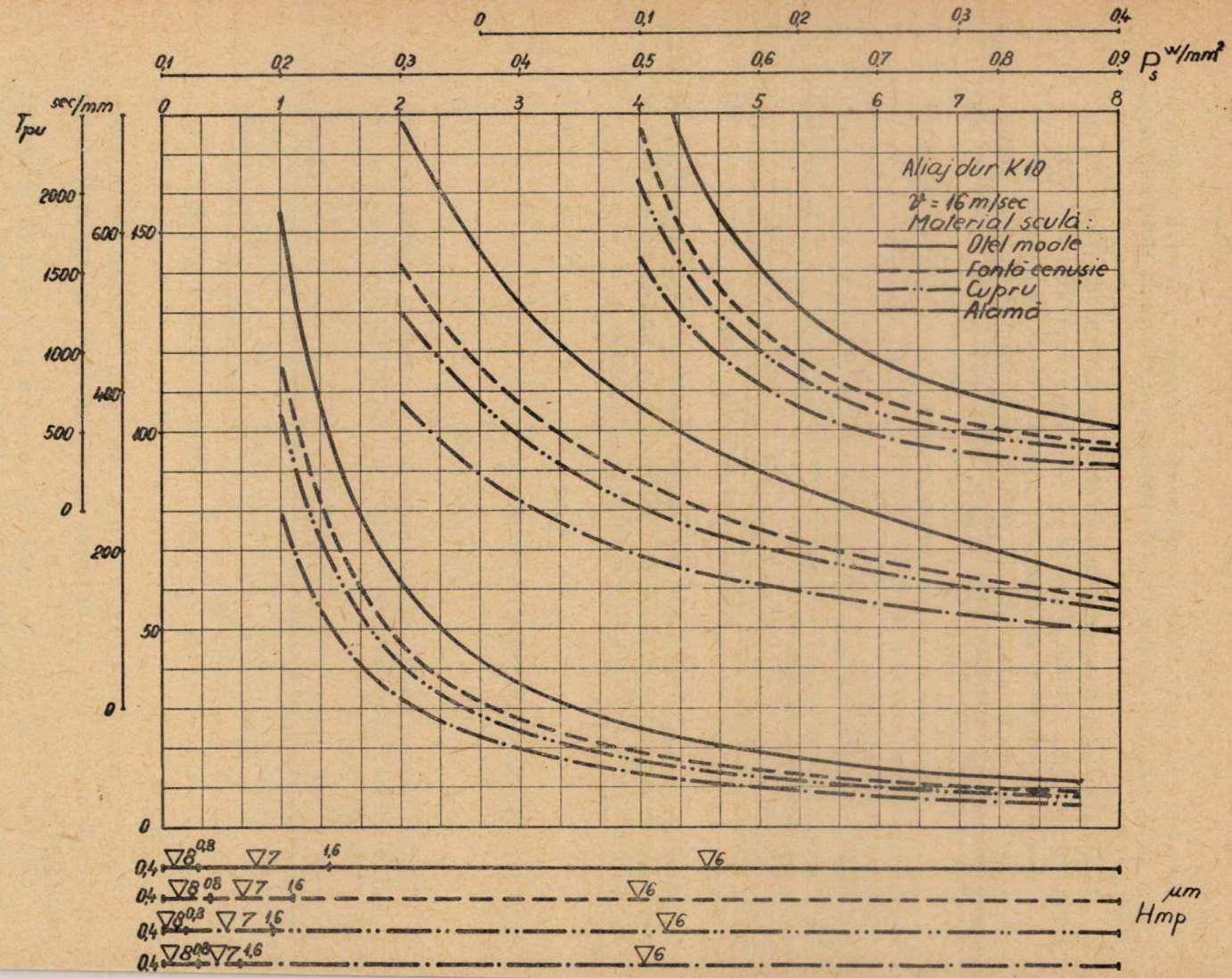
Pentru determinarea valorii medii a curentului I_m corespunzătoare puterii electrice P_m, se recomandă alegerea unor tensiuni de lucru U_m conform tabelului 4.

Tabelul 4

P_s	0,1÷0,3	0,3÷0,6	0,6÷1	1÷2	2÷4	4÷8	$\frac{W}{mm^2}$
U_m	10÷15	15÷20	20÷24	22÷26	24÷28	26÷30	V

Valoarea rezultată pentru curentul electric I_m se stabilește în procesul de prelucrare prin modificarea corespunzătoare a presiunii dintre sculă și piesă.

Obținerea unei anumite clase de netezime pe suprafața rectificată și în special a unei clase de netezime ridicate nu poate însă fi realizată rațional prin prelucrare cu un singur regim de lucru.


0 0,1 0,2 0,3 0,4
0,1 0,2 0,3 0,4 0,5 0,6 0,7 0,8 0,9 P_s w/mm²
T_{pu} sec/mm
0 1 2 3 4 5 6 7 8
2000 1500 1000 500 0
600 400 200 0
150 100 50 0
Aliaj dur K10
v^1 = 16 m/sec
Material sculă:
Oțel moale
Fontă cenușie
Cupru
Alamă
0,4 ▽8 0,8 ▽7 1,6 ▽6
0,4 ▽8 0,8 ▽7 1,6 ▽6
0,4 ▽8 0,8 ▽7 1,6 ▽6
0,4 ▽8 0,8 ▽7 1,6 ▽6
μm
Hmp

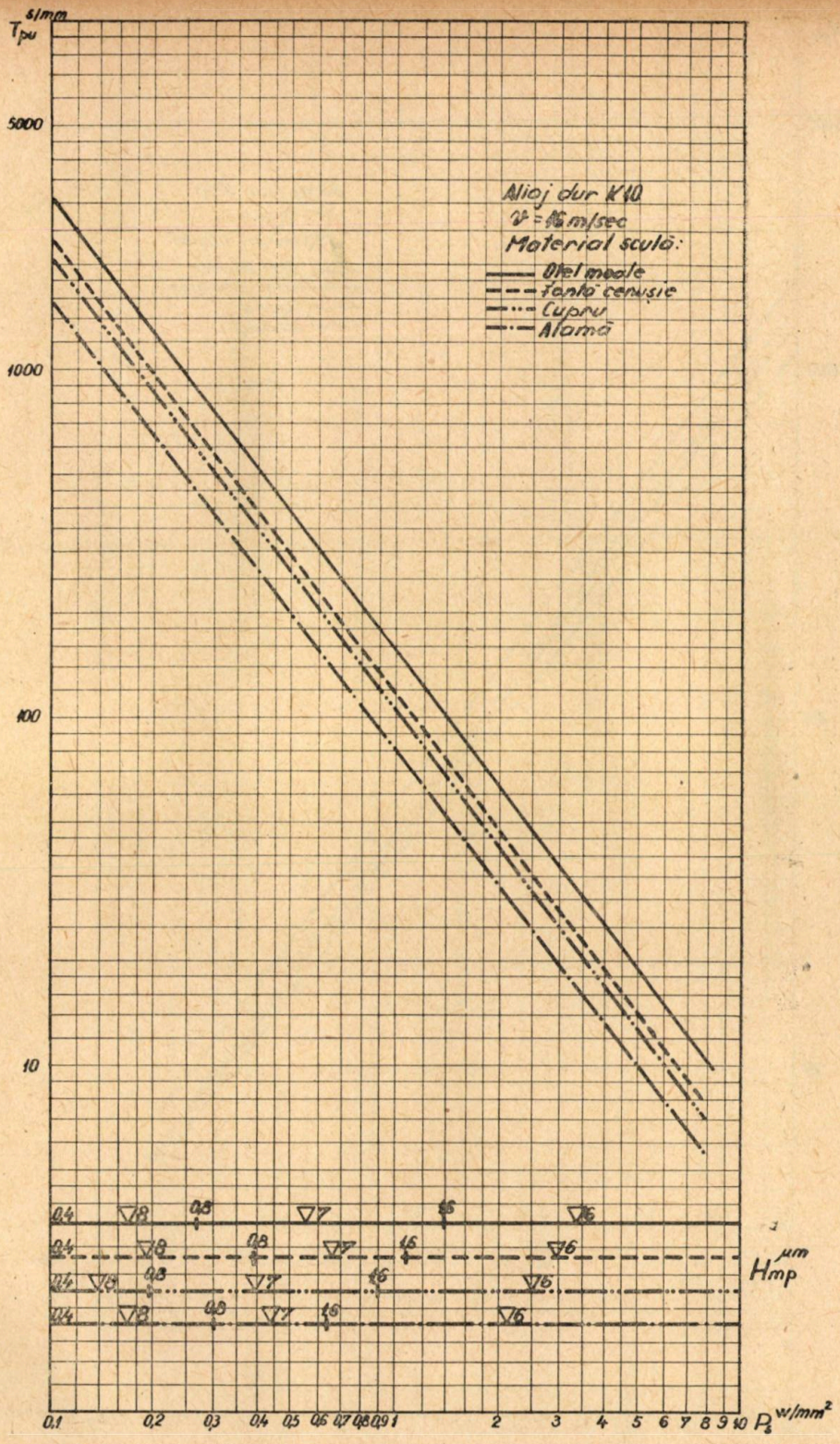


Fig. 2. Nomograma H_{mp} — material P_s — T_{pu} reprezintă în coordonate rectangulare cu scări logaritmice pentru v=16 m/sec.

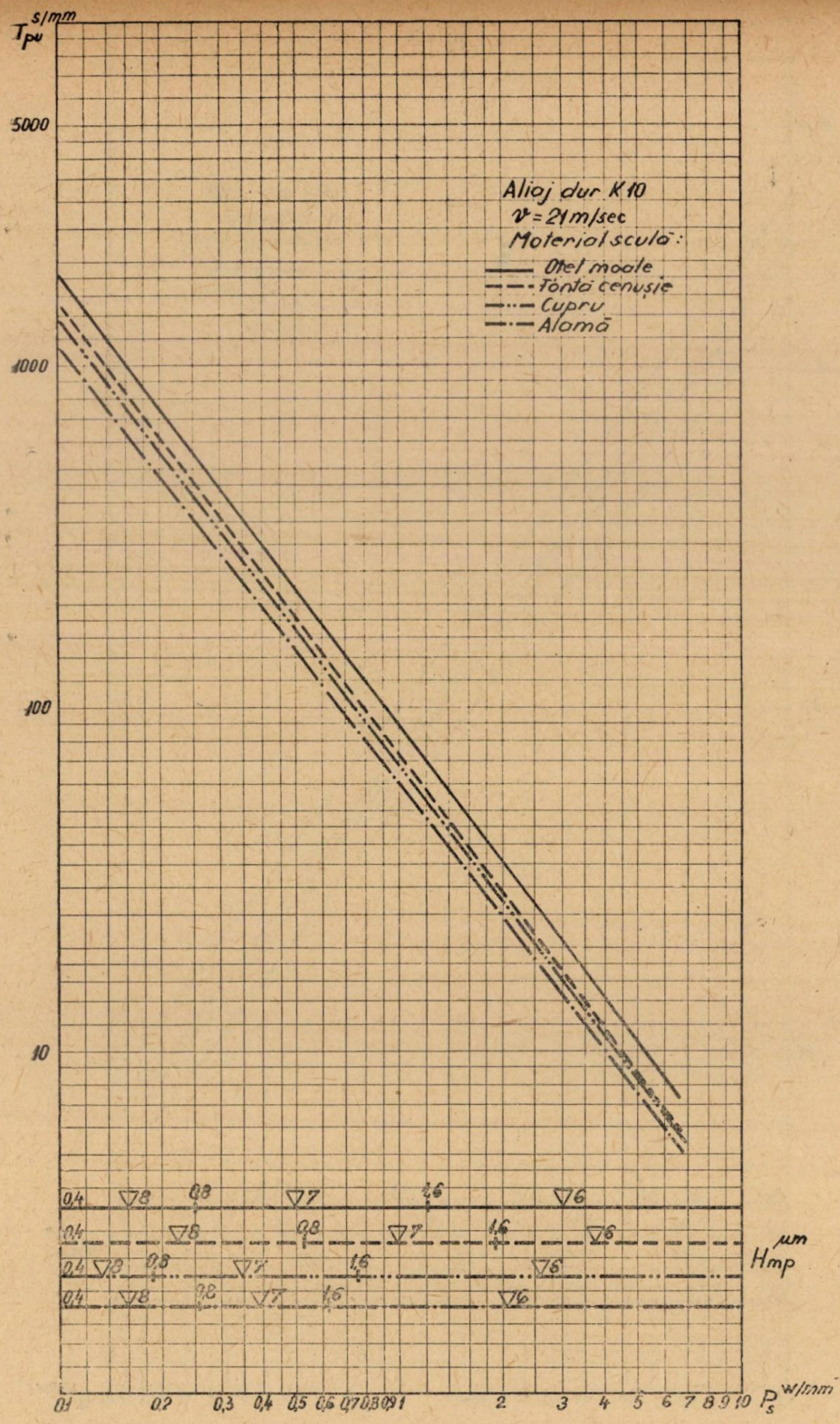


Fig. 3. Nomagrama $H_{r\ p}$ — material sculă — P_s — T_{pn} reprezentată în coordonate rectangulare cu scări logaritmice pentru v=21 m/sec.

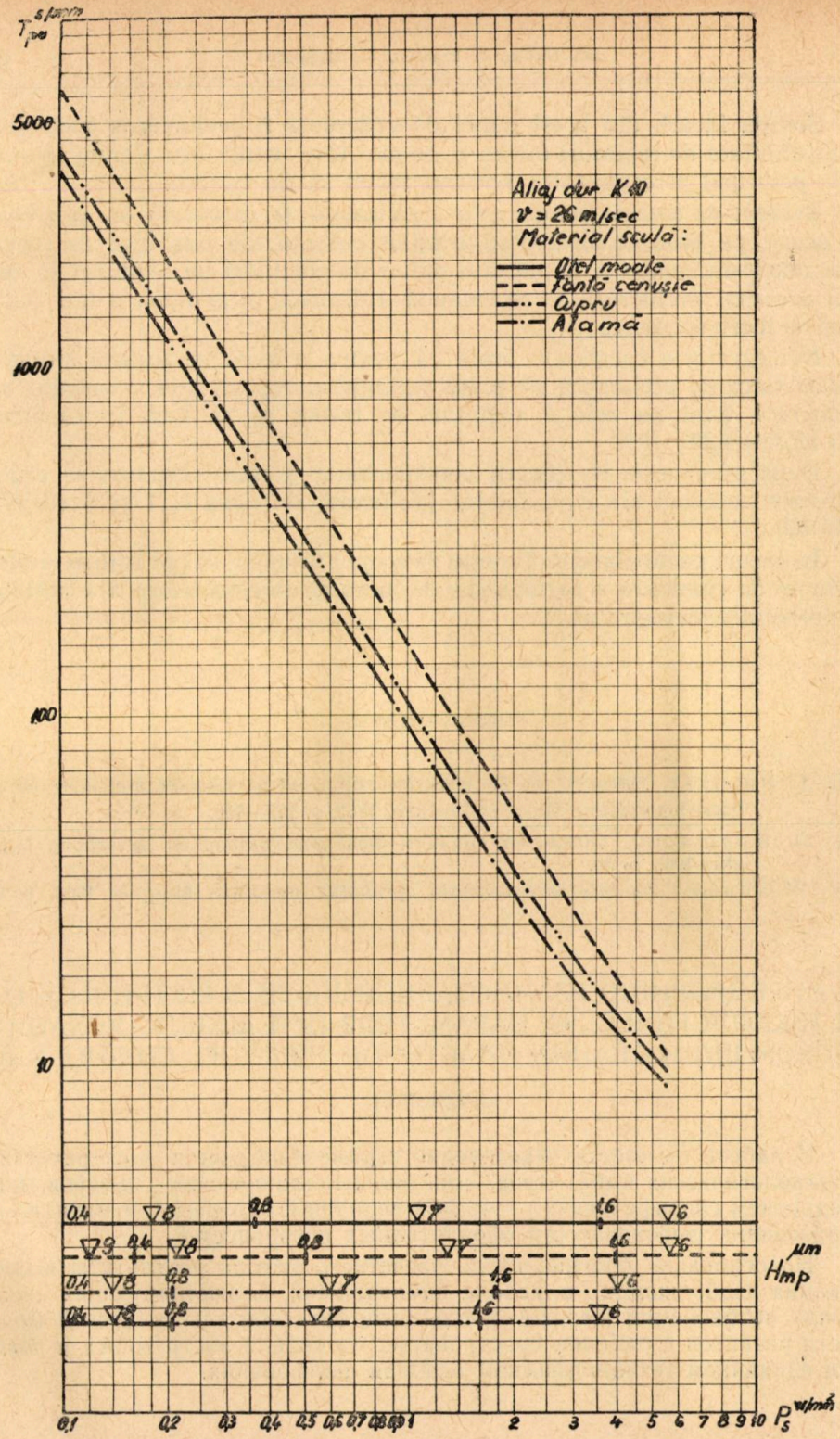


Fig. 4. Nomograma H_{mp} — material sculă — P_s — T_{pu} reprezentată în coordonate rectangulare cu scări logaritmice pentru v=26 m/sec.

Soluţia ideală, din acest punct de vedere ar fi prelucrarea succesivă pe o infinitate de regimuri din ce în ce mai fine, astfel încît timpul tehnologic principal corespunzător fiecărui regim să fie constant.

Evident că această soluţie este irealizabilă şi incomodă în practică. De aceea, pe baza analizei posibilităţilor curente ale maşinilor de rectificat anodo-mecanice şi numărului optim de comutări de regimuri în cadrul aceleiaşi prelucrări, se recomandă utilizarea, în general, a trei regimuri de lucru succesive.

Nomogramele construite arată că pentru a avea în această situaţie acelaşi timp de prelucrare pe toate regimurile, repartizarea adaosului de prelucrare total pe cele 3 regimuri ar trebui să se facă în raportul $83+12{,}75+4{,}25=100$.

După efectuarea rectificării corespunzător acestor regimuri se obţin respectiv netezimi ale suprafeţelor prelucrate de clasă 6, 7 şi 8 (GOST 2789-59).

În cazuri particulare, în funcţie de scopul urmărit, se pot utiliza şi alte variante de comutare a regimurilor de lucru şi de repartizare a adaosului de prelucrare pe regimuri.

BIBLIOGRAFIE

1. L. I. Popilov, *Spravocinik po elektriceskim i ultrazvukovîm metodam obrabotki materialov*. Maşghiz, Moskva, 1963, p. 195—196.
2. I. G. Kosmacev, *Obrabotka metallov anodno-mehaniceskim sposobom*. Maşghiz 1961, p. 50.
3. V. N. Gusev, *Anodno-mehaniceskaia obrabotka metallov*. Maşghiz 1952, p. 5.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ВЗАЙМОЗАВИСИМОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ АНОДНО-МЕХАНИЧЕСКОМ ШЛИФОВАНИИ ПЛАСТИНОК ТВЕРДОГО СПЛАВА К 10.

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается определение взаймозависимости электрических и технологических параметров при анодномеханическом шлифовании, внедрением специфических расчетных величин и объяснением механизма образования шероховатости обработанных поверхностей.

На основании оригинального расчетного метода результаты исследования изображаются в финале номограммой, иллюстрирующая связь между необходимой шероховатости, специфической электрической мощности развитой в рабочем пространстве, материала инструмента и главном единичном технологическом времени шлифования.

BEITRAG ZUR BESTIMMUNG DES ZUSAMMENHANGES ZWISCHEN DEN ELEKTRISCHEN UND TECHNOLOGISCHEN PARAMETERN BEIM ANODEN-MECHANISCHEN SCHLEIFEN VON PLATTCHEN DER HARTLEGIERUNG K 10.

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit bringt einen Beitrag zur Bestimmung eines Zusammenhanges zwischen den elektrischen und technologischen Parametern während dem anoden-mechanischen Schleifvorgang durch Einführung einiger spezifischen Rechenwerte und Erläuterung des Bildungsvorganges der Oberflächenrauheiten.

Die Untersuchungsergebnisse sind mit Hilfe einer originellen Rechenmethode in einem Nomogramm ausgedrückt. In diesem ist der Zusammenhang zwischen der auferlegten Oberflächenrauheit, der spezifischen, in den Arbeitsraum eingeführten elektrischen Leistung dem Werkzeugmaterial und der technologischen, einheitlichen Hauptschleifzeit, wiedergegeben.

STUDIUL MODIFICĂRILOR STRUCTURALE ÎN STRATUL SUPERFICIAL LA OȚELURILE DEBITATE PRIN ELECTROZIUNE

DE

V. POPOVICI, I. CARȚIȘ, N. DIDU, A. M. TACHE

1. INTRODUCERE

Modificările structurale ce apar la oțeluri într-un strat superficial la prelucrarea prin procedeul electroeroziv anodo-mecanic (tăiere sau rectificare) prezintă o mare importanță deoarece pe baza acestor modificări și în special pe baza studiului dimensiunilor și naturii stratului modificat se pot trage unele concluzii asupra mecanismului prelevării materialului în acest proces.

Există o interdependență între fenomenele metalurgice ce au loc în material în zona de prelucrare (zona influențată termic) și factorii de bază ai procesului. Transformările care apar sînt produse de acțiunea cîmpului termic în materialul piesei, iar cîmpul termic depinde la rîndul său de parametrii procesului și în primul rînd de regimul electric.

Procedeele de prelucrare prin electroeroziune au luat o mare dezvoltare pe scară industrială și există tendința lărgirii domeniilor de aplicare ale acestora, datorită avantajelor pe care le prezintă. Cu toate acestea cercetările privind esența fizică a fenomenelor ce guvernează procesul sînt rămase în urmă în special la procedeul anodo-mecanic, fapt nejustificat față de importanța lui. Este evident că o valorificare superioară a procedeelor electroerozive, nu este posibilă fără o cunoaștere amănunțită a legilor de bază ale procesului.

Cu privire la modificările structurale ce apar în zona de prelucrare, în literatură sînt puține date, majoritatea lucrărilor sînt în literatura sovietică [1], [2], [6]. Unii cercetători neglijează influențele termice din zona de prelucrare, iar alții le studiază ca pe un fapt în sine, trăgînd concluzii generale fără a le lega de fenomenele procesului, de parametrii de bază ai acestuia. Lucrările existente se referă la studiul macro sau microscopic al zonei influențate termic la tăierea anodo-mecanică, la regimuri dure (100÷1 000) A, în suspensii de caolin.

Lucrarea de față își propune un studiu macro și microscopic a zonei influențate termic la debitarea în regimuri foarte moi, utilizînd ca lichid de lucru o soluție de silicat de sodiu solubil, precum și o analiză a factorilor ce influențează modificările structurale din această zonă, bazată pe experimentările făcute de autori și pe datele din literatură.

2. EXPERIENȚE EFECTUATE

Debitarea epruvetelor pentru studiul macro și microscopic s-a făcut pe o mașină de tăiat cu disc, prin transformarea unei mașini de ascuțit anodo-mecanic de tip 4352.

Discul a avut diametrul de 180 mm, grosimea de 0,8 mm, confecționat din oțel cu conținut mic de carbon. Vitezele periferice ale discului au fost de 14 și 20 m/sec. Regimul electric a fost stabilit la o tensiune $U = 22$ V, iar curentul mediu la valorile 30 A și 50 A. O serie de epruvete s-au debitat la 50 A și tensiunea de 24÷30 V.

Barele cercetate au fost de secțiune patrată 13×13 mm confecționate din oțelurile : OLC 45, OSC 8, RW 180, C 120 și T 130 M 135. Structurile inițiale au fost cele corespunzătoare stării recoapte. Epruvetele s-au tăiat conform schemei prezentate în figura 1. *a*.

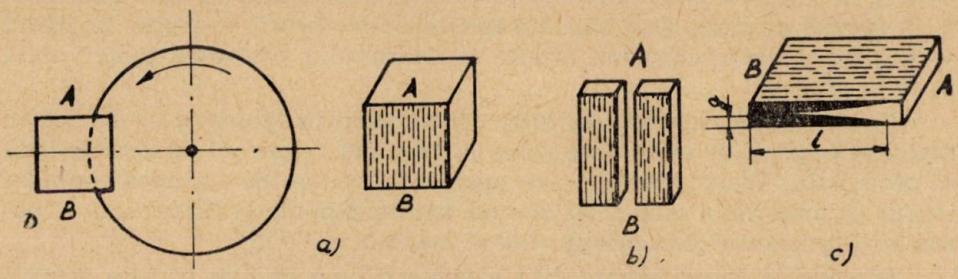


Fig. 1. Schema debitării epruvetelor :
a — pentru studiul microstructurii; *b* — pentru studiul macroscopic; *c* — variația grosimii zonei modificată termic.

Modificările au fost urmărite în zonele *A* și *B* de la intrare respectiv de la ieșirea discului.

Studiul variației grosimii zonei influențate termic s-a făcut macroscopic debitînd epruvetele sub forma unor felii subțiri de 2÷3 mm care au fost apoi tăiate prin mijloace mecanice după direcția *AB* (fig. 1. *b*, *c*).

Din epruvetele astfel debitate s-au pregătit microșlifurile. Pentru studiul microstructurii s-a folosit atacul cu nital 3%, iar pentru studiul macroscopic s-a folosit o soluție de iod 10% în alcool etilic.

Pentru o mai precisă diferențiere a fazelor microstructurii s-a măsurat microduritatea lor la un aparat de tip P.T.M.-3 cu o sarcină de 50 g.

La toate epruvetele s-a observat o dependență clară a adîncimii zonelor modificate structural, de regimul electric de debitare. Variația grosimii zonei influențate termic se arată în figura 1. *c*. Zona are o lungime l și o grosime g.

3. CONSIDERAŢIUNI TEORETICE ASUPRA FACTORILOR CE CONDIŢIONEAZĂ ZONA INFLUENŢATĂ TERMIC LA DEBITAREA ANODO-MECANICĂ

În timpul procesului de debitare anodo-mecanică dat fiind mecanismul de natură termică al prelevării materialului [3], [4] piesa este supusă local în zona de interacţiune sculă-piesă la un regim termic foarte variat, astfel că de la suprafaţa prelucrată spre metalul de bază pe o anumită distanţă materialul piesei suferă transformări structurale. Fenomenele se petrec asemănător cu cele de la sudarea electrică cu arc [7].

În legătură cu modificările pe care le produce un cîmp termic dat trebuiesc subliniate condiţiile speciale de acţionare a cîmpului termic în procesul de eroziune electrică faţă de tratamentele termice obişnuite.

Ciclul termic la prelucrarea anodo-mecanică în regimul descărcărilor electrice cvasistaţionare, se caracterizează printr-o încălzire foarte rapidă pînă la o temperatură foarte înaltă, urmată de o răcire de asemenea foarte rapidă deoarece prelucrarea se produce într-un mediu lichid. Astfel, atît vitezele de încălzire cît şi vitezele de răcire sînt mult mai mari, în comparaţie cu vitezele întîlnite curent în practica tratamentelor termice. Curba de distribuţie a temperaturii şi zonele aferente influenţate termic, considerînd numai ramura coborîtoare a ciclului termic, se prezintă în figura 2.

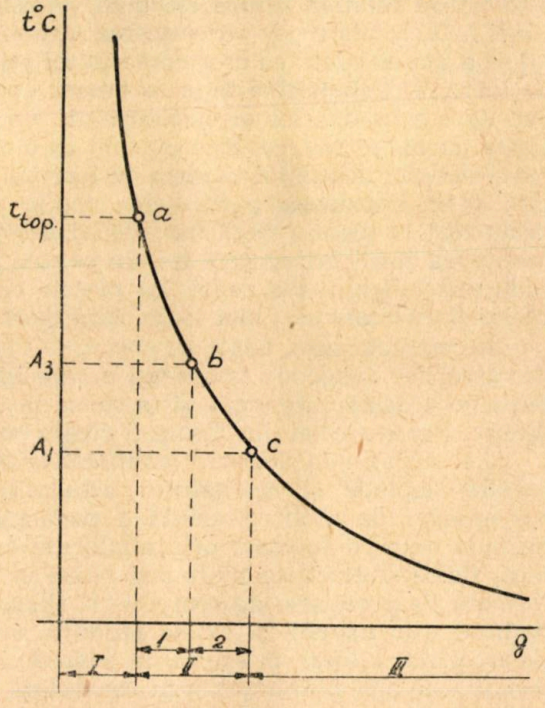


Fig. 2. Curba de distribuţie a temperaturii şi zonele aferente influenţate termic din stratul superficial :

t_{top} — temperatura de topire; A_3 — temperatura critică de transformare austenitică; A_1 — temperatura critică de transformare perlitică; *I* — domeniul stratului de fuziune; *II* — zona influenţată termic; *1* — zona transformărilor totale; *2* — zona transformărilor parţiale; *III* — metalul de bază.

Curba din figura 2 este calitativă şi dă o imagine clară asupra influenţei factorilor termici din proces şi modificărilor structurale. Analizînd figura 2 se observă că forma curbei de repartizare a temperaturilor are un rol de prim ordin în ceea ce priveşte extinderea porţiunilor *I* şi *II*. O pantă pronunţată a curbei mai ales în zona temperaturilor mari înseamnă o reducere a porţiunii influenţată termic şi invers.

3.1. Caracterul descărcărilor electrice depinde de ten-

siunea aplicată pe spațiul descărcării. Cu creșterea tensiunii crește relativ mult și grosimea stratului modificat termic datorită creșterii puterii introdusă în spațiul de lucru. Pe de altă parte la creșterea tensiunii se încalcă regimul normal al descărcărilor preferențiale prin impulsuri cvasistaționare, trecîndu-se într-un regim al descărcărilor staționare de tipul arc, [3] cînd durata descărcărilor crește și în consecință crește adîncimea de pătrundere a cîmpului termic. Grosimea zonei modificate la tensiuni de 28÷30 V a atins valori aproape duble față de tensiunea de 22 V pentru aceeași valoare a curentului.

3.2. Mărirea curentului electric la tensiune constantă duce de asemenea la creșterea puterii introdusă în spațiul de lucru și în consecință, crește puterea pe o descărcare respectiv cantitatea de căldură pe un impuls. Datorită acestui fapt crește și adîncimea de pătrundere a cîmpului termic în material, respectiv zona influențată termic. Se observă că tensiunea și curentul acționează în același mod asupra curbei de distribuție a temperaturii din figura 2.

3.3. Un alt factor care influențează grosimea zonei modificată termic este viteza relativă dintre electrozi (viteza periferică a sculei). Grosimea zonei influențată scade cu creșterea vitezei sculei [6], [3]. În literatură [2], [3] se arată că odată cu creșterea vitezei relative, accesul lichidului în zona de lucru se îmbunătățește și se crează condiții mai bune de răcire și de evacuare a produselor electroeroziunii. Ca urmare adîncimea zonei modificate termic se reduce. Este evident că o creștere a vitezei de rotație ușurează accesul lichidului în zona de lucru și îmbunătățește condițiile de răcire prin evacuarea particolelor topite din zona de prelucrare, mai pronunțat la piesele mici, dar numai acest considerent nu poate justifica reducerea zonei influențate termic pentru piesele mari, decît sub raportul reducerii lungimii l a zonei. La piesele de dimensiuni mari condițiile de răcire și evacuare sînt mai slabe chiar dacă viteza periferică a sculei crește.

În realitate însă, odată cu creșterea vitezei relative crește și frecvența descărcărilor, respectiv la aceeași putere introdusă pe spațiul de lucru puterea pe o descărcare scade și în consecință scade adîncimea stratului modificat. Panta curbei din figura 2 crește cu creșterea vitezei relative.

3.4. Adîncimea stratului modificat termic pentru același regim de prelucrare depinde și de natura lichidului de lucru. Astfel, folosirea suspensiilor de caolin prezintă o particularitate [5] datorită faptului că pelicula anodică formată prin anaforeza caolinului, are proprietăți mecanice, fizice și electrice mult mai slabe în comparație cu pelicula anodică formată de produsele descompunerii silicatului de sodiu. Din acest motiv regimul este instabil și există tendința stabilirii descărcărilor sub formă de arc electric local, în special în zona de ieșire a discului. Astfel, regimul termic este mai pronunțat și în consecință crește adîncimea zonei influențată termic.

Influența naturii lichidului de lucru rezultă și din analiza unor rezultate obținute de alți cercetători. Se arată în [2] că la viteze de rotație a sculei de 9 și 30 m/sec. la un regim electric de 500 A și 22 V, s-a constatat doar variația lungimii l a zonei influențate termic pe cînd grosimea g a rămas practic aceeași. Faptul că nu s-a observat o diferențiere a grosimi-

lor stratului modificat în funcţie de viteză, considerăm că se datoreşte lichidului de lucru (suspensie de caolin) la care regimul descărcărilor prin impulsuri este grav încălcat mai ales la densităţi mari de curent. indiferent de viteza de rotaţie a sculei şi din acest motiv nu se modifică regimul termic şi nici adîncimea zonei modificate termic. Lungimea zonei se reduce datorită accesului mai bun al lichidului de lucru în zona de intrare ca urmare a creşterii vitezei de rotaţie.

Asupra variaţiei zonei modificate influenţează şi densitatea lichidului de lucru care-i determină capacitatea de răcire şi condiţionează accesul la locul de tăiere.

3.5. Adîncimea stratului modificat se reduce şi cu creşterea diametrului piesei [2].

Cu creşterea diametrului piesei creşte secţiunea de contact sculă piesă, numărul descărcărilor creşte, densitatea de curent se reduce şi puterea pe o descărcare scade, scăzînd şi grosimea zonei modificate.

Secţiunea de contact este determinată de formele geometrice ale sculei şi piesei [8] şi ca urmare zona modificată termic va depinde şi de elementele geometrice ale suprafeţei de interacţiune sculă-piesă.

4. ÎNFLUENŢA NATURII MATERIALULUI PIESEI ASUPRA MODIFICĂRILOR STRUCTURALE DIN STRATUL SUPERFICIAL LA DEBITAREA ANODO-MECANICĂ

Încercările efectuate pe oţelurile indigene OLC 45, OSC 8, RW 180, C 120 şi T 130 M 135 la regimurile amintite au arătat prezenţa modificărilor structurale în stratul superficial. Stratul superficial modificat termic se compune dintr-un strat alb de fuziune şi un substrat cu structură modificată. Prezenţa stratului alb de topire în aceleaşi condiţii de prelucrare este semnalată în fiecare caz, el avînd însă grosimi diferite funcţie de tipul oţelului.

În toate cazurile variaţia grosimii stratului alb se distribuie în modul arătat în figura 1. *c*. În porţiunea de intrare a discului în piesă, grosimea acestui strat este neglijabilă şi creşte treptat ajungînd la valoarea maximă în zona de ieşire unde condiţiile de răcire şi evacuare a particulelor erodate sînt mai grele. Cele mai mari grosimi ale stratului alb la acelaşi regim electric se constată la oţelurile cu conţinut ridicat de carbon (OSC 8). La OLC 45 grosimea stratului alb a fost mică în comparaţie cu OSC 8. La oţelurile bogat aliate grosimea stratului a fost de asemenea foarte mică.

În tabelul 1 se prezintă datele cu privire la adîncimea stratului alb, a zonei influenţate termic şi valorile microdurităţii de-a lungul acestei zone pentru regimul de 50 A şi tensiune 22 V.

Diferenţele de grosime ale stratului alb la oţelurile carbon nealiate poate fi explicată prin diferenţa între temperaturile de topire pe de o parte, iar pe de altă parte prin creşterea vitezei de răcire cu creşterea temperaturii. Acest lucru rezultă şi din analiza figurii 2 în care, cu creşterea tem-

peraturii de topire punctul „a" urcă și se deplasează spre stînga reducîndu-se zona *I*. Punctele de topire se deplasează în sus și în funcție de viteza de încălzire foarte mare în proces.

Tabelul 1

Materialul	Grosimea medie a stratului alb μm	Grosimea medie a zonei influențată termic μm	Valoarea medie a microdurității kg/mm²			
			Strat alb	Martensită	Troostită	Structura de bază
OLC 45	80	—	—¹	—	—	—
OSC 8	120	130	900	790	540	300
C 120	90	100	650	500	—	230
RW 180	75	100	658	510	—	306
T 130 M 135	40	—	730	—	—	457

În cazul oțelurilor aliate, grosimea relativ mică a stratului alb s-ar explica prin faptul că la acestea structura fiind neomogenă, transmiterea căldurii se face mult mai greu datorită conductibilității termice redusă și a căldurii specifice mari.

Stratul alb este un strat de fuziune format prin solidificarea metalului ajuns în stare topită pe suprafața de prelucrare. După cum se arată în [1], acest strat are o formație dendritică. Structura acestor dendrite este datorită vitezelor mari de răcire martensitică cu un înalt grad de finețe. În stratul alb pot să apară și elemente de aliere din mediul de prelucrare. Duritatea acestui strat la oțelurile cu conținut bogat în carbon (OSC 8, RW 180, C 120, T 130 M 135) este comparabilă sau ceva mai mare cu cea a substratului format din martensită normală de călire. Valorile microdurităților stratului alb și a zonelor din substrat s-au prezentat în tabelul 1. La oțelurile cu conținut mic de carbon duritatea stratului alb poate să fie mai mică decît a substratului [1]. Se poate explica acest lucru prin aceea că la aceste oțeluri o ușoară decarburare care ar apare în stratul alb se resimte în timp ce la oțelurile cu conținut mare de carbon nu.

Variația stratului influențat termic urmărește aceeași lege ca și variația grosimii stratului alb.

La oțelul OSC 8, imediat după stratul alb se conturează clar o zonă aciculară de martensită de călire (fig. 3 și 4) a cărei microduritate este în jur de 790 kg/mm². Această porțiune corespunde cu subzona *1* a transformărilor totale din figura 2.

Urmează apoi un strat constituit din troostită și martensită cu microduritatea în jur de 540 kg/mm², după care se dispune un strat de troostită care face legătura cu masa de bază.

În cazul oțelului C 120 figura 5, transformările și succesiunea structurilor decurg aproximativ în același mod.

După stratul alb urmează o zonă alcătuită dintr-o fîșie relativ îngustă, mai întunecată și foarte dispersă de martensită, apoi troostită în prezența carburilor primare și secundare și în sfîrșit fondul sorbitic de bază, unde sînt prezente aceleași carburi. Oțelul RW 180 se comportă la fel ca și oțelul C 120 (fig. 6).

Se observă din compararea figurilor 5 și 6 că succesiunea fazelor și dimensiunile substratului la același regim termic sînt aceleași.

Fig. 3. Microstructura substratului modificat termic la oțelul OSC 8 (× 600) atac nital 3% (I=50 A)

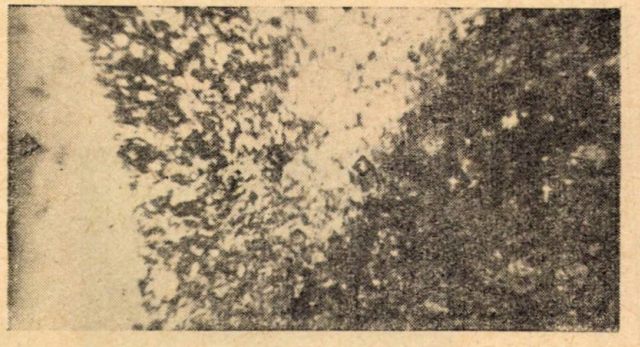


Fig. 4. Microstructura zonelor din stratul superficial cu amprentele microdurimetrului la oțelul OSC 8 (×260) atac nital 3% (I=50 A).

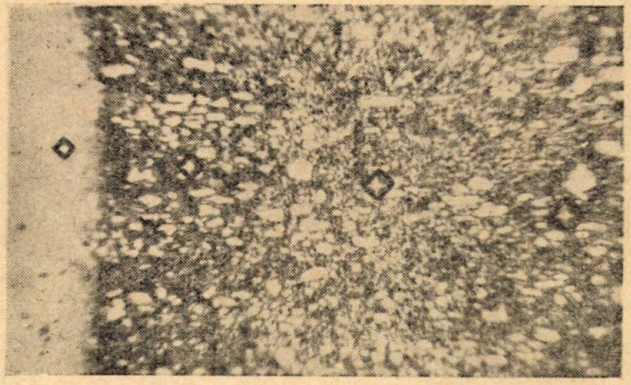


Fig. 5. Microstructura zonelor influențate termic cu amprentele microdurimetrului la oțelul C 120 (× 260) atac nital 3% (I=50 A).

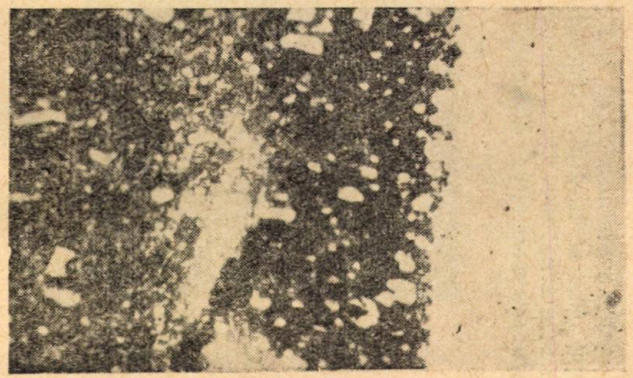


Fig. 6. Microstructura stratului modificat la oțelul RW 180 (× 260) atac nital 3% (I=50 A)

La oțelul austenitic T 130 M 135 (fig. 7) se observă stratul alb de topire după care se dispune structura de bază. Neproducîndu-se transformări de fază structura din stubstrat nu prezintă niciun fel de modificări. Substratul are o structură obișnuită de turnare.

Fig. 7. Microstructura oțelului austenitic T 130 M 135 (×260) atac nital 3% (I=50 A).

Stratul alb are a duritate mult mai mare în comparație cu stratul de bază (tabelul 1).

Duritatea mare a stratului alb față de masa de bază se datorește probabil unei structuri mai fine și de natură martensitică. Posibilitatea apariției martensitei la aceste oțeluri se explică prin aceea că în procesul de tăiere electroerozivă o parte din mangan care este avid de oxigen arde la temperaturi înalte într-un mediu oxidant, iar o altă parte difuzează din stratul de fuziune spre metalul de bază. Conținutul de mangan în strat scade și sub acțiunea răcirii rapide a lichidului de lucru are loc o transformare martensitică. Prezența martensitie în stratul alb la oțeluri austenitice cu mangan a fost observată și prin încercări roentgenografice [1].

5. CONCLUZII

5.1. La debitarea anodo-mecanică a pieselor din oțel se formează un strat de topire denumit strat alb a cărui grosime este determinată în special de regimul electric. Acest strat apare chiar la regimurile cele mai moi. Stratul are proprietăți speciale ca, duritate mare și rezistență la coroziune.

5.2. După stratul de fuziune se dispune zona influențată termic (substratul) în care majoritatea oțelurilor suferă modificări de fază, datorită ciclurilor termice cu viteze ridicate (încălziri, răciri) la care sînt supuse materialele în această zonă.

5.3. Modificările structurale sînt totale în zona imediat vecină cu stratul alb și parțiale în zonele dispuse mai în adîncime. În unele cazuri pot fi observate și zone cu structuri de revenire datorită unor descărcări electrice suplimentare întîmplătoare pe partea laterală a sculei.

5.4. Dimensiunile zonei influențate termic depind de toți factorii care condiționează procesul (tensiune, curent, natura lichidului de lucru etc.).

5.5. Analizînd fig. 2 se observă că, cu cît punctele de transformare sînt mai apropiate de punctul de topire cu atît grosimea stratului modificat la același regim de prelucrare este mai mică. Într-adevăr dacă punctele A_3 și A_1 urcă, punctele „*b*" și „*c*" urcă și se deplasează spre stînga, iar zona *II* se reduce.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Z. Moghilevski, Ia. L. Lineţki, S. A. Cepovaia, V. L. Kraft, Izmenenia vî mikrostrukture metallov, voznikaiuşcie pri elektroiskrovoi obrabotke vî suspenzii kaolina, Problemî elektriceskoi obrabotki materialov, p. 91—102. Izd Akad. Nauk SSSR — Moskva 1962.
2. I. Z. Moghilevski, Ia. L. Lineţki, S. A. Cepovaia, Makroskopiceskoe isledovanie izmenenii strukturî poverhnostnîh sloev stalei i splavov posle elektroiskrovovo rezania. Elektroiskrovaia obrabotka metallov p. 120—122. Izd. Akad. Nauk SSSR — Moskva 1963.
3. B. N. Gusev, *Anodno mehaniceskaia obrabotka metallov*. Maşghiz 1952.
4. I. Z. Moghilevski, A. R. Kutsar, Isledovanie produktov erozii poluciaiuşcihsia pri elektroiskrovoi obrabotke metallov. Promlemî, elektriceskoi obrabotki materialov, p. 61—62. Izd. Akad. Nauk SSSR — Moskva 1962.
5. I. G. Kosmacev, *Obrabotka metallov anodnomehaniceskim sposobom*. Maşghiz 1961.
6. L. Ia. Popilov, *Spravocinik po elektriceskim i ulitrazvukovîm metodam obrabotka materialov*, p. 173—174. Maşghiz — Moskva 1963.
7. T. Sălăgean, *Fenomene fizice şi metalurgice la sudarea cu arcul electric a oţelurilor*, pag. 166 Ed. Acad. R.P.R. 1963.
8. A. Nanu, V. Popovici, Influența formei și dimensiunilor electrozilor sculă și piesă asupra productivității la debitarea electroerozivă anodo-mecanică. Construcția de Mașini iunie 1966.

ИЗУЧЕНИЕ СТРУКТУРНЫХ ИЗМЕНЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ СТАЛЕЙ РАЗРЕЗАННЫХ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОЭРОЗИИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе проводится макро- и микроскопическое изучение области термического влияния при резке легированных и нелигированных сталей в мягких электрических режимах, используя в качестве рабочей жидкости раствор кремнистого натрия, а также анализ факторов влияющих на структурные изменения этой области, основанный на экспериментах проведенных авторами и на данных из литературы.

В заключение делается вывод о причинах появления и природе белого слоя на некоторых сортах сталей, особенно на стали Т 130 М 135.

EIN STUDIUM ÜBER DIE GEFÜGEÄNDERUNGEN IN DER OBERFLÄCHENSCHICHT VON DURCH ELEKTROEROSION BEARBEITETEN STÄHLEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der beiliegenden Arbeit wird eine makroskopische und mikroskopische Analyse der wärmebeeinflussten Zone von legierten und unlegierten Stählen, bei Schneiden mit schwachem elektrischem Regim bekundet. Als Arbeitsflüssigkeit wird eine Natriumsilikatlösung benützt.

Desgleichen sind die diese Gefügeänderungen beeinflussenden Grössen, auf Grund der Fachliteratur und den selbst angestellten Versuchen, erörtert.

Zum Schluss wird die Ersscheinungsart und die Beschaffenheit der Weisschicht bei unterschiedlichen Stahlsorten, ausgenommen der Stahl T 130 M 135, erläutert.

STUDIUL LEGĂTURII ÎNTRE TRATAMENTUL TERMIC SUPERFICIAL, RUGOZITATEA SUPRAFEȚEI ȘI UZURĂ ÎN CAZUL FRECĂRII DE ROSTOGOLIRE CU ALUNECARE

DE

GH. SAVII, M. TRUȘCULESCU, L. BAGIU, V. TÎRZIU, GH. TACHE

1. INTRODUCERE

Studiul fenomenelor care apar în procesul frecării a format obiectul multor cercetări încă de la apariția primelor mașini. Preocuparea în direcția reducerii frecării și a consecinței sale, uzura, se impune din ce în ce mai pregnant pe măsură ce cresc parametrii constructivi și de funcționare ai mașinilor.

Ca rezultat a multor cercetări, astăzi se cunoaște în mare parte mecanismul frecării [1]. Astfel, se știe că în timpul frecării contactul între suprafețe se face punctiform, că aci apar presiuni foarte mari, prin degajare de căldură se provoacă o creștere locală foarte mare a temperaturii, ceea ce atrage modificări esențiale ale structurii stratului superficial [2]. Deoarece aceste modificări pot avea influențe defavorabile asupra rezistenței la uzură, actualele studii sînt orientate înspre cercetarea calității suprafețelor de contact și influența acesteia asupra procesului de uzură.

Solicitările mecanice și temperaturile instantanee în punctele de contact, modifică structura la suprafața materialului pe adîncimi care ating valori de zecimi de milimetru. Deoarece această modificare poate avea ca rezultat o micșorare a rezistenței la uzură este necesar a se ține seama în procesul de uzură și de construcția și legăturile care există între cristale.

În lucrare se prezintă rezultatele obținute la încercările asupra comportării la uzură a două mărci de oțeluri frecvent folosite în construcția roților dințate, urmărindu-se îndeosebi influența tratamentului termic superficial al suprafețelor în frecare.

Încercările efectuate se referă la oțeluri românești, supuse la frecare uscată de rostogolire cu alunecare, similară cu cea produsă la angrenarea flancurilor dinților de la roțile dințate cilindrice cu dinți drepți.

S-a lucrat în regim uscat, în aer liber, condiție care în înțelesul tehnic, presupune existența unui fluid care influențează frecarea, solicitările fiind mai mici decît în cazul frecării uscate făcute în vid. Se produc în acest caz fenomene aproape similare cu cele ce se întîlnesc la exploatarea unor angrenaje.

2. CARACTERISTICILE OŢELURILOR STUDIATE

Încercările la uzură s-au făcut pe oţeluri slab aliate cu crom şi cu crom-molibden : 40C10 şi 41MoC11.

Compoziţia chimică şi duritatea oţelurilor încercate sînt date în tabelul 1.

Tabelul 1

Marca	Compoziţie chimică %					Duritatea HB
	C	Si	Mn	Cr	Ni	
41MoC11	0,40	urme	0,50	1,20	0,20	229
40C10	0,40	0,15	0,60	0,95	—	197

Oţelul 41MoC11 prezintă o structură iniţială formată din carburi globulare pe fond feritic — dispersia carburilor fiind destul de accentuată (Planşa I, fig. 1).

Oţelul 40C10 are o structură iniţială perlitică cu reţea de ferită la limitele foştilor grăunţi de austenită (Planşa I, fig. 2).

3. REZULTATELE EXPERIMENTALE

3.1. Pregătirea probelor

Din materialele indicate mai înainte s-au confecţionat role cu dimensiunile : D=60 ; 58 ; 57 mm şi lăţimea 20 mm.

Suprafeţele de contact a perechilor de role supuse frecării de rostogolire cu alunecare au fost prelucrate, o serie prin strunjire fină (R_a=2,4 ... 2,5 μm) şi o altă serie prin rectificare (R_a=0,3 ... 0,4 μm).

Cu scopul de a se evidenţia influenţa tratamentului termic superficial asupra rezistenţei la uzură, o parte din rolele prelucrate în condiţiile arătate mai sus au fost supuse tratamentului termic de călire prin curenţi de înaltă frecvenţă (tabelul 2).

Tabelul 2

Marca oţelului	Călire			Revenire			Grosimea stratului călit mm	Duritatea HRC
	t_{inc} °C	τ_{men} s	Mediul de răcire	t_{inc} °C	τ_{men} min	Mediul de răcire		
41MoC11	840	2	ulei t=30 °C	220	45	aer	1,8	50 ... 55
40C10	840	2	ulei t=30 °C	220	45	aer	1,8	55 ... 58

După tratamentul termic aplicat, stratul superficial este format din martensită de revenire (Planşa I, fig. 3 şi 4).

3.2. Metode de lucru

Perechile de role avînd aceeaşi calitate a suprafeţelor în contact, au fost supuse la încercare pe un stand special. Standul folosit permite obţinerea unei similitudini în condiţiile în care are loc frecarea de rostogolire cu alunecare, la angrenarea roţilor dinţate cu dinţi drepţi.

Standul permite de asemenea varierea coeficientului de alunecare în limite largi [3].

Rolele supuse încercării sînt montate pe doi arbori paraleli care au aceeași turație.

Folosirea unor perechi de role cu diametrii diferiți avînd aceeași viteză unghiulară, face ca pe periferia rolelor, viteza să fie diferită, creindu-se în acest fel alunecarea pe suprafețele în contact.

La încercările efectuate s-au folosit următorii parametrii și împrerecheri de role (tabelul 3).

Tabelul 3

Diametrii perechilor de role mm	Viteza periferică a rolelor m/min	Suprafața de contact (teoretică) mm²	Alunecarea relativă %	Încărcarea specifică kgf/mm²
$\frac{60}{58}$	116,5 112,5	10	3,33	7,475
$\frac{60}{57}$	116,5 110,5	10	6,66	7,475

Valorile parametrilor indicați în tabelul 3 se încadrează în limitele celor întîlnite în exploatarea roților dințate cu dinți drepți.

3.3. **Rezultatele încercărilor**

3.3.1. *Rezistența la uzură*

Pe baza datelor experimentale s-au construit graficele din figurile 1 . . . 4, în care s-au reprezentat rezultatele medii ale uzurii în funcție de durata ciclului, luîndu-se în considerare calitatea materialului, calitatea suprafeței, respectiv coeficientul de alunecare.

Rolele din oțelul 41MoC11, cu calități diferite ale suprafețelor de contact au o comportare diferențială, pentru cele patru situații, după cum urmează :

Suprafețele tratate termic, după cum este și normal, prezintă o rezistență mai bună la uzură (fig. 1 și 2, curbele *a*).

La suprafețele strunjite se constată o uzură mai mare de 1,2 ori în raport cu suprafețele rectificate. La aceste role pentru ambele cazuri se constată o perioadă inițială de uzură aproape proporțională cu drumul parcurs pînă la cca. 2×10^5 rotații. După această perioadă apare o uzură mai accentuată.

Coeficientul de alunecare are o influență puternică în cazurile considerate, (3,33 și 6,66% valori ale alunecărilor relative) uzura fiind de 2,5 . . . 3,5 ori mai mare pentru coeficientul de alunecare mai ridicat.

Comportarea suprafețelor netratate termic prezintă diferențe și mai mari. Suprafețele strunjite prezentînd o uzură de 1,1 ori mai mare în comparație cu cele rectificate. Diferența este și mai accentuată la rolele încer-

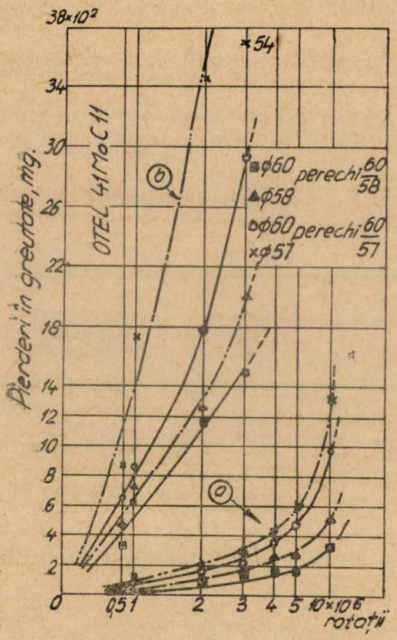


Fig. 1. Oţel 41MoC11. Suprafeţe strunjite. Variaţia uzurii în funcţie de numărul de rotaţii :
a — stare tratată; *b* — netratată termic.

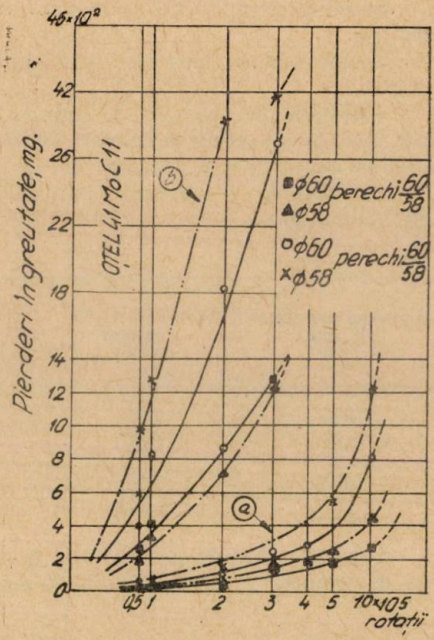


Fig. 2. Oţel 41MoC11. Suprafeţe rectificate. Variaţia uzurii în funcţie de numărul de rotaţii :
a — stare tratată; *b* — netratată termic.

cate la alunecări relative mai mari (6,66%) obţinîndu-se o uzură de 1,4 ori mai mare (fig. 1 şi 2, curbele *b*).

La rolele din oţelul 40C10 influenţa calităţii suprafeţelor este şi mai evidentă.

Suprafeţele tratate termic încercate la coeficientul de alunecare de 3,33% prezintă o uzură iniţială aproape egală pînă la cca. 3×10^5 rotaţii, atît pentru suprafeţele strunjite cît şi pentru cele rectificate. După această perioadă începe uzura mai accentuată. Pentru cazul coeficientului de alunecare dublu, această perioadă este de numai cca. $1{,}5\times10^5$ rotaţii. În final obţinîndu-se o uzură de 1,6 ... 1,8 ori mai mare faţă de cazul precedent (fig. 3 şi 4, curbele *a*).

La suprafeţele netratate termic, uzura este de 5,0 ... 8,0 ori mai mare decît la cele tratate termic, neapărînd diferenţe prea sensibile între uzura suprafeţelor strunjite şi rectificate (fig. 3 şi 4, curbele *b*).

Alunecările relative au o influenţă mai mică asupra uzurii rolelor tratate termic. Uzura medie este numai 1,0 ... 1,2 ori mai mare la dublarea coeficientului de alunecare.

Din rezultatele experimentale prezentate mai sus rezultă : o comportare mai bună a oţelului 41MoC11, suprafeţele strunjite tratate termic prezentînd o diferenţă mai mică la coeficientul de alunecare de 3,33% şi mai mare la dublarea acestuia.

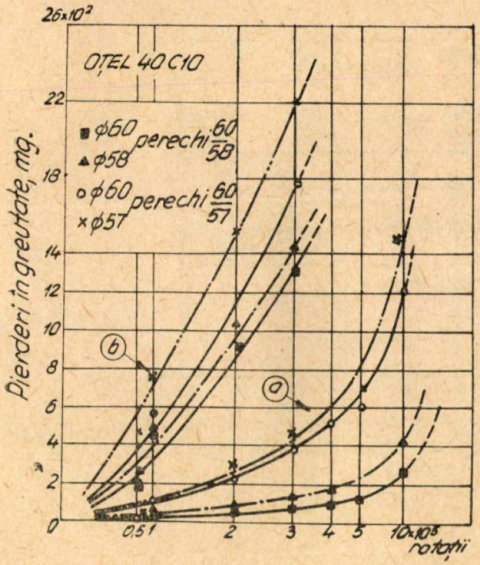


Fig. 3. Oțel 40C10. Suprafețe strunjite. Variația uzurii în funcție de numărul de rotații :
a — stare tratată; *b* — netratată termic.

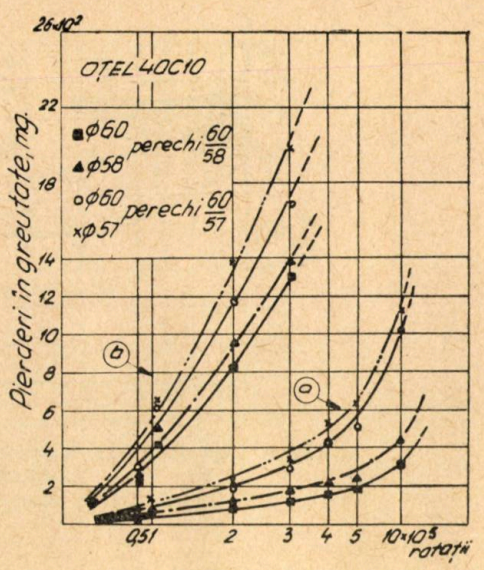


Fig. 4. Oțel 40C10. Suprafețe rectificate. Variația uzurii în funcție de numărul de rotații :
a — stare tratată; *b* — netratată termic.

La suprafețele strunjite netratate termic, rezultatele mai bune s-au obținut pentru oțelul 40C10, avînd o creștere de numai 1,1 ori la dublarea coeficientului de alunecare.

La suprafețele rectificate tratate termic pentru coeficientul 3,33%, uzura se prezintă practic egală pentru cele două materiale. La dublarea coeficientului de alunecare se comportă mai bine oțelul 41MoC11.

Suprafețele rectificate netratate termic au avut o comportare mai bună, la oțelul 40C10.

3.3.2. *Modificarea rugozității și profilului suprafeței de rulare*

Concomitent cu urmărirea uzurei suprafețelor în contact a rolelor încercate s-a măsurat și modificările rugozității acestora. Varierea rugozității suprafețelor în contact în funcție de ciclul încercării s-a reprezentat în figurile 5 . . . 8.

Curbele de variație a rugozității pentru cele două mărci de oțeluri și pentru condițiile diferite de încercare sînt calitativ comparabile. Astfel :

1. La suprafețele strunjite netratate termic apare aproape o egalizare a rugozităților după o perioadă de cca. 3×10^5 rotații (fig. 5 și 7, curbele *a*).

2. În cazul suprafețelor rectificate, netratate termic se constată o înrăutățire a rugozității în limite de valori mai mici pentru coeficientul de alunecare mai mare și de valori mai mari pentru coeficientul de alunecare

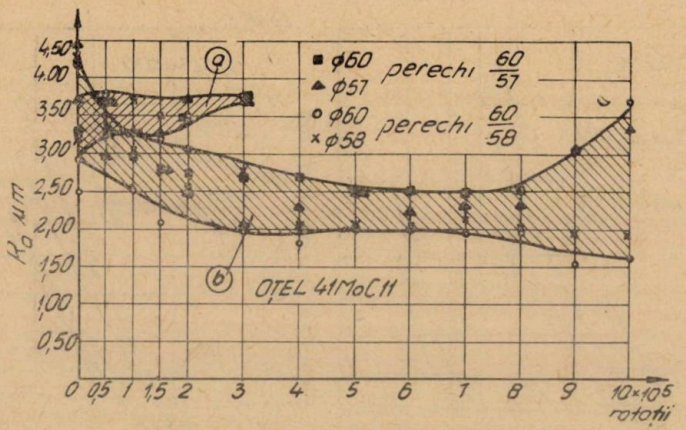


Fig. 5. Oțel 41MoC11. Suprafețe strunjite. Variația rugozității suprafeței rolelor :
a — stare tratată; *b* — netratată termic.

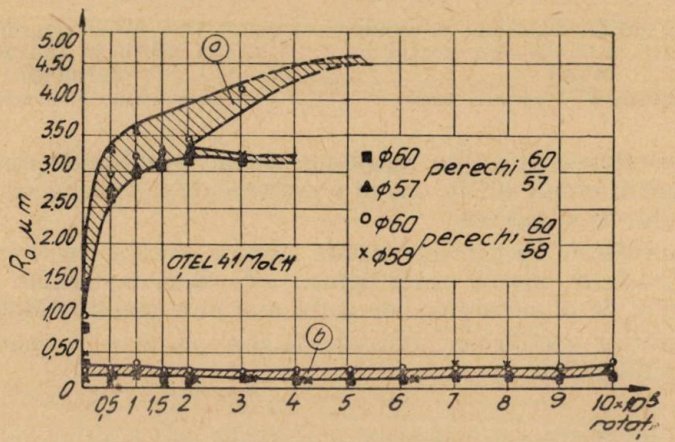


Fig. 6. Oțel 41MoC11. Suprafețe rectificate. Variația rugozității suprafeței rolelor :
a — stare tratată; *b* — netratată termic.

mai mic (fig. 6 și 8 ; curbele *a*). Această situație se poate datora faptului că în cazul unui coeficient de alunecare mai mare, apare mai evident fenomenul de „rodare" pe cîtă vreme la valori mai mici ale acestui coeficient are influență mai mare fenomenul de smulgere, datorită sudurii între suprafețele cristalelor.

3. Pentru suprafețele rectificate, tratate termic, rugozitatea se poate spune că rămîne practic în limitele de la începtul încercării (R_a=0,25 µm) (fig. 6 și 8 ; curbele *b*).

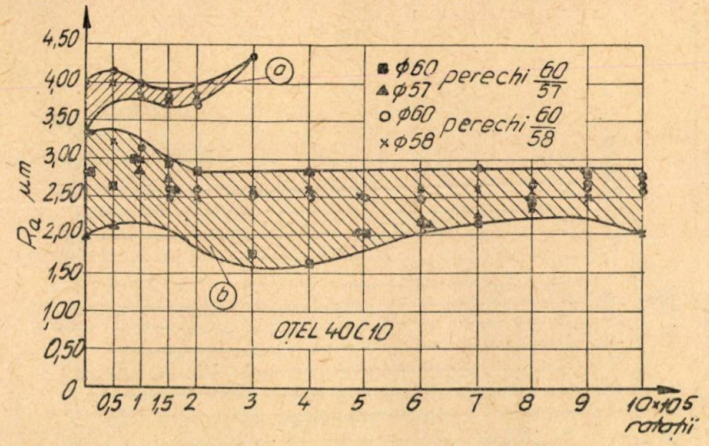


Fig. 7. Oțel 40C10. Suprafețe strunjite. Variația rugozității suprafeței rolelor

a — stare tratată; *b* — netratată termic.

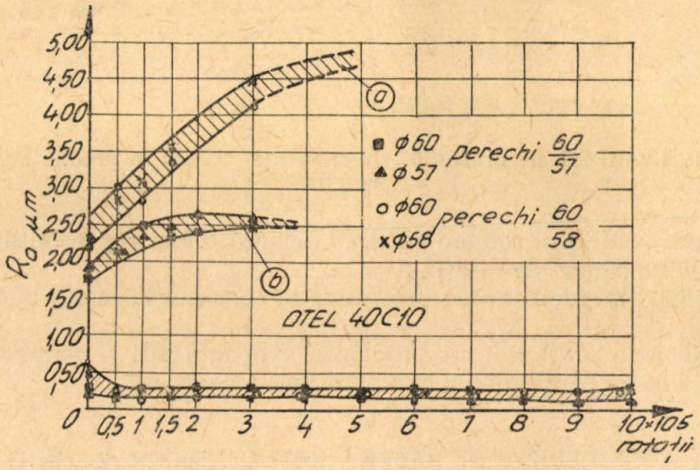


Fig. 8. Oțel 40C10. Suprafețe rectificate. Variația rugozității suprafeței rolelor :

a — stare tratată; *b* — netratată termic.

4. La suprafețele strunjite se constată însă o dispersie destul de mare, mai ales în perioada inițială pînă la cca. 4×10^5 rotații, după care limitele se restrîng, ca apoi spre ciclul de $8 \ldots 9 \times 10^5$ rotații să apară din nou o tendință de dispersie mai mare a rugozității (fig. 5 și 7 ; curbele *b*).

În procesul de uzură se constată nu numai modificări ale rugozității suprafețelor dar și modificări de profil ale circonferinței rolei.

Pentru a cunoaște aceste modificări s-a urmărit la mai multe role, cu ajutorul unui tastograf variația profilului pe circonferința rolelor.

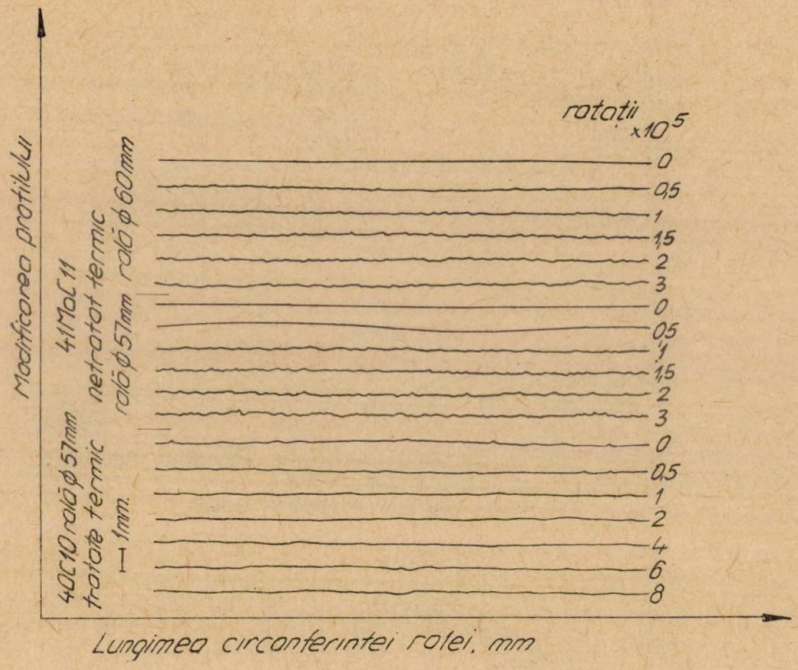


Fig. 9. Modificări ale profilului circonferinței rolelor în funcție de ciclul încercării.

Variația profilului rolelor pe circonferință a fost reprezentată în fig. 9 pentru diferite cicluri de rotații.

Schimbări importante ale profilului se constată la rolele netratate termic (fig. 9).

Modificările profilului circonferinței dau indicații și asupra uzurii rolelor și pun în evidență zonele cu uzură mai accentuată.

4. CONSIDERAȚIUNI ASUPRA REZULTATELOR OBȚINUTE

a) Oțelul 41MoC11 prezintă o uzură mult mai pronunțată a suprafețelor netratate termic și aproape egală în cazul suprafețelor tratate prin CIF, în comparație cu oțelul 40C10.

Aceasta se poate explica prin faptul că structura inițială a oțelului 41MoC11 prezintă cementită globulară pe fond feritic, iar oțelul 40C10 are grăunți de perlită înconjurați de rețea de ferită.

În cazul structurii globulare, la rulare punctele dure, cementita, prezintă permament fenomenul de „liniere" (brăzdare) pe suprafața conjugată și deci o creștere mai accentuată a uzurii.

În cazul pieselor tratate termic uzura este puțin mai mică la oțelul 41MoC11, prin aportul pe care-l aduce molibdenul la finisarea structurii de călire.

Microstructurile oțelurilor supuse încercării

Oțel 41MoC11

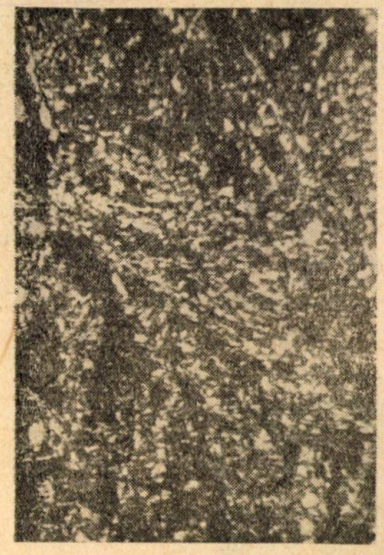


Fig. 1. (×600) netratat termic

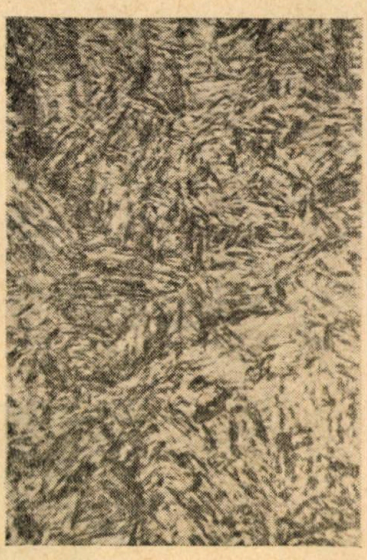


Fig. 2 (×600) tratat termic.

Oțel 40C10

Fig. 3. (×600) netratat termic

Fig. 4. (×600) tratat termic

Microstructurile straturilor marginale după ciclul de încercare.

Oțel 40C10

Fifg. 1. (×200).

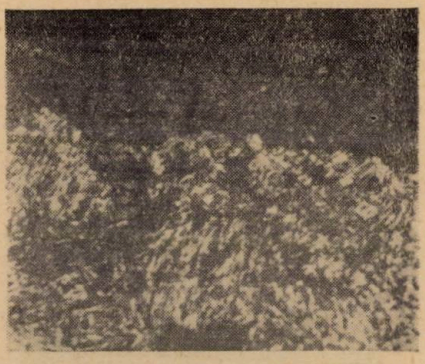


Fig. 2. (×350).

Fig. 3. (×200).

Oțel 41MoC11

Fig. 4. (×200).

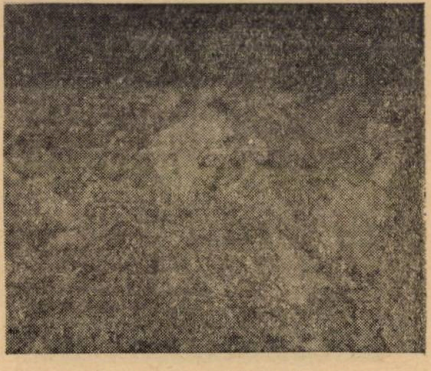


Fig. 5. (×200).

b) Diferența de uzură în cazul suprafețelor tratate și netratate termic s-a analizat pe parcursul a 3×10^3 rotații, ultimele prezentînd o uzură accentuată după acest ciclu.

Se constată că la oțelurile încercate raportul uzurilor între suprafețele netratate și tratate termic este de 8 . . . 12.

Aceasta se explică, evident, prin duritatea mai mică a pieselor netratate, dar mai ales prin neomogenitatea structurală ; piesele netratate termic prezintă doi constituenți structurali, dintre care unul moale și celălalt dur, iar piesele tratate termic prezintă un singur constituent și anume martensita, omogenă, de duritate mare și un grad de dispersie ridicat.

Urmărind modificările structurale ale oțelului 40C10 după ciclul de încercare la uzură se constată :

1. Suprafețele obținute prin strunjire și netratate termic, prezintă o margine neregulată și un strat ecruisat de grosime relativ mică (Planșa II, fig. 1).

2. În cazul acelorași suprafețe dar tratate termic ; marginea are un aspect mai puțin neregulat, iar pe o adîncime de 0,05 . . . 0,055 mm apar precipitări fine de carburi din soluția solidă suprasaturată (Planșa II, fig. 2).

3. Suprafețele rectificate și netratate termic prezintă o margine regulată și stratul ecruisat este forate mic (Planșa II, fig. 3).

La oțelul 41MoC11 se constată situații similare și anume :

1. Suprafețele rolelor strunjite și netratate termic, prezintă un aspect marginal neregulat, iar stratul ecruisat are adîncime foarte mică (Planșa II, fig. 4).

2. Suprafețele rolelor strunjite dar tratate termic nu prezintă modificări structurale, ele n-au fost evidențiate prin mijloacele de cercetare folosite (Planșa II, fig. 5).

Diferențierea uzurii în funcție de calitatea suprafeței se explică prin aceea că apare inițial o uzură mai pronunțată la suprafețele cu rugozitate mai mare, dat fiind asperitățile mai grosiere și deci mai ușor de rupt. Acest fenomen ducînd la o scădere a uzurii pe măsura netezirii suprafeței. Din analiza diagramelor de uzură cît și din diagramele de variație a rugozității suprafețelor, se observă că la cele tratate termic și rectificate, chiar după un ciclu de lucru de 10×10^5 rotații, calitatea suprafeței rămîne foarte bună, iar uzura se produce pe întregul traseu de lucru, aproape uniform, pe cînd, în cazul suprafețelor strunjite și tratate termic apare la rulare așa zisa „lovitură de pilă", fenomen datorat asperităților proeminente.

Acest fenomen apare pregnant și în cazul suprafețelor netratate termic. Astfel la suprafețele strunjite netratate termic apare alături de retezarea crestelor și o „lovitură de pilă" preferențială, datorită prezenței celor doi constituenți structurali, ferita și perlita. În cazul suprafețelor rectificate și netratate termic uzura se datorește în mod deosebit apariției fenomenului de „lovitură de pilă".

c) Uzurile preferenţiale ale suprafeţelor rolelor de diametru mai mic faţă de acelea cu diametru mare, rezultă ca urmare a vitezelor periferice diferite şi a diferenţei de drum parcurs. Rola „mare" are viteza periferică evident mai mare, dar legat de aceasta intervine forţa de percuţie imprimată de rola mai mare, rolei mai mici în mişcarea de rostogolire. Simultan cu efectul de percuţie pe care rola mare îl imprimă rolei mai mici, datorită circonferinţei mai mari a acesteia, suprafaţa expusă uzurii va fi şi ea mai mare. Ca efect cumulat va apare o uzură preferenţială asupra rolei mici datorită fenomenului de percuţie, plus frecarea de alunecare cu rostogolire, iar la rola mai mare va apare o uzură datorită frecării de alunecare cu rostogolire şi a percuţiei mai atenuate. Acest fenomen apare bine conturat numai cînd cele două role au durităţi apropiate.

d) Analizînd uzura în funcţie de numărul de rotaţii se constată că pentru ambele mărci de oţeluri, tratate sau netratate termic apare o perioadă iniţială de „acomodare a suprafeţei în rulare".

În această perioadă se observă o uzură neregulată, chiar zonală şi o modificare a calităţii suprafeţei. Această perioadă se constată a fi mai scurtă la materialele netratate termic în jur de $0{,}5 \times 10^5$ rotaţii şi de $1{,}5 \ldots 2{,}0 \times 10^5$ rotaţii pentru rolele tratate termic.

BIBLIOGRAFIE

1. H. Bufler, Zur Theorie der rollenden Reibung. Ingineur — Archiv XXVII. 1959 ; p. 137—152.
2. I. I. Caubet, *Théorie et pratique industrielle du frottment.* Ed. Dunod 1964.
3. Gh. Savii, M. Truşculescu, L. Bagiu, V. Tîrziu, Gh. Tache, Încercări experimentale pentru studiul legăturii între calitatea suprafeţei şi uzură în cazul frecării de rostogolire cu alunecare. Bul. Ştiinţific. I.P.T. Tom. 9 (23) 1964.

ИЗУЧЕНИЕ СВЯЗИ МЕЖДУ ПОВЕРХНОСТНОЙ ТЕРМООБРАБОТКОЙ, ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТИ И ИЗНОСОМ ПРИ ТРЕНИИ КАЧЕНИЯ СО СКОЛЬЖЕНИЕМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводятся лабораторные испытания в области трения качения со скольжением, с целью определения влияния качества поверхности на поведение при износе.

Испытаниям подверглись две марки слабо легированной хромистой и молибденовой стали. Поверхности были обработаны чистовой обточкой и шлифовкой, а часть из них была подвергнута термической обработке током высокой частоты. Одновременно исследовалось влияния коэффициента скольжения на степени износа.

Полученные данные показывают влияние структуры поверхностного слоя, шероховатости поверхности и коэффициента скольжения на сопротивления износу.

L'ÉTUDE SUR LES LIAISONS ENTRE LE TRAITEMENT THÉRMIQUE SUPERFICIELLE, LA RUGOSITÉ DE SURFACE ET L'USURE EN CAS DU FROTTEMENT DE ROULEMENT AU GLISSEMENT

(RÉSUMÉ)

La travaille present les essais effectués en laboratoire, sur le frottement de roulement au glisement, en étudiant l'influence de la qualité de surface sur le comportement á l'usure.

Les essais ont été effectués sur deux nuances d'acies á faible téneur en chrome et molibden. Les surfaces ont été obtenus par tournesage fin et par rectification ; une partie des pièces ont été traitées thérmique par courants á haut frequence. En même temps á été établi l'influence du coefficient de glissement sur la resistance á l'usure.

Les donnés obtenues mettent en evidence l'influence sur la résistance a l'usure de la structure du couche superficielle, de la rugosite de surface et du coefficient de glissement.

STUDIUL CIRCULAȚIEI ÎN CURBE A LOCOMOTIVELOR DIESEL-HIDRAULICE TIP B'B' CU BOGHIURI LIBERE

DE

I. ZĂGĂNESCU, V. HOANCĂ, C. URSU, I. DAVID

La studiul circulației în curbe a locomotivelor se cercetează următoarele probleme :

— posibilitatea de trecere a locomotivei printr-o curbă de rază dată și măsurile ce trebuie luate pentru ușurarea circulației ei în curbă ;

— determinarea forțelor directoare care iau naștere la trecerea locomotivei prin curbe cu viteza maximă admisă și verificarea siguranței circulației.

Prima problemă se rezolvă prin metode grafice sau analitice și constituie înscrierea geometrică.

Problema a doua este foarte complexă din următoarele cauze :

— calea nu este rigidă atît în plan orizontal cît și în plan vertical ;

— locomotiva este un sistem spațial elastic datorită suspensiei elastice ;

— forța centrifugă modifică nu numai valoarea reacțiunii orizontale dintre roată și șină, ci provoacă variația sarcinilor pe roți la aceeași osie ;

— forțele de rapel, dau naștere unui moment de răsturnare și modifică sarcinile pe roți ;

— presiunea de conducere, acționînd asupra buzei bandajului la o distanță $D/2$ față de axul osiei dă un cuplu, care modifică sarcinile pe roți ;

— coeficientul de frecare dintre roată și șină, așa cum au dovedit-o cercetările recente, nu este constant și variază în funcție de unghiul de atac, de sarcina pe osie și diametrul roților ;

— sarcinile pe osii nu sînt constante și egale între ele în timpul circulației pe cale, ci variază pe de o parte datorită momentelor statice provocate de tipul transmisiei, de construcția aparatului de rulare, iar pe de altă parte datorită momentelor dinamice date de oscilațiile arcurilor ;

— materialul bandajelor și șinelor se deformează datorită fenomenului de „creeping".

Metodele cele mai cunoscute, cum sînt metoda Heumann, Vogel, Roy, Porter, Leven etc., consideră numai unele aspecte ale problemei, iar for-

mulele de calcul stabilite de diverşi autori au la bază o serie de ipoteze simplificatoare.

În lucrarea de faţă se prezintă un studiu al circulaţiei în curbă a locomotivelor Diesel-hidraulice cu boghiuri libere, cu antrenarea osiilor prin arbori cardanici, cu considerarea deformaţiei căii şi a vehiculului, a forţelor care încarcă diferit o roată faţă de cealaltă roată a osiei şi a coeficienţilor de frecare variabili.

1. DETERMINAREA FORŢELOR DIRECTOARE LA TRECEREA PRIN CURBE A LOCOMOTIVELOR B'B'

La locomotivele cu boghiuri libere studiul circulaţiei în curbe se face pentru fiecare boghiu în parte. Schema generală a forţelor care acţionează asupra boghiurilor la circulaţia în curbe este arătată în figura 1.

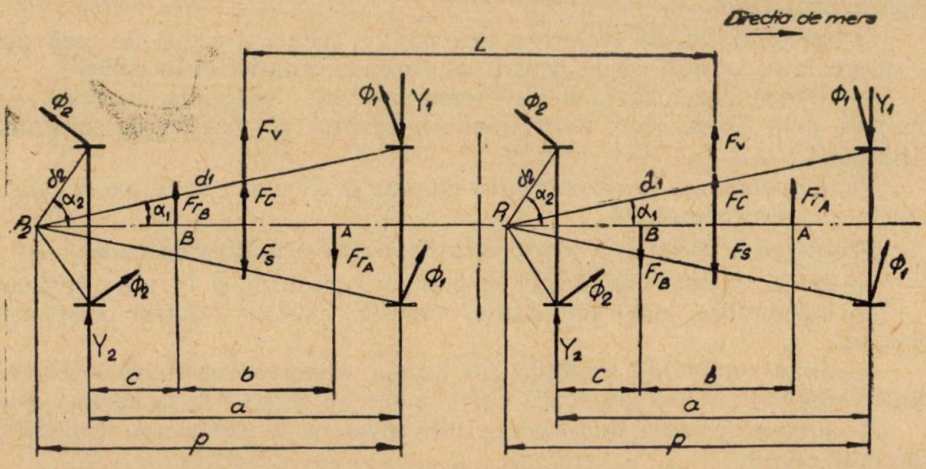


Fig. 1. Schema forţelor care acţionează asupra bofgiurilor la circulaţia prin curbe.

Forţele care acţionează asupra boghiului sînt :

— forţele de frecare dintre bandaje şi şină :

$$\Phi_i = \mu_i Q \quad [\text{kgf}]$$

unde :

μ_i este coeficientul de frecare dintre bandaje şi şină,

Q — sarcina statică pe roată [kgf].

— forţa centrifugă :

$$F_c = \frac{G_i}{2g}\left[\frac{V}{3{,}6}\right]^2 \frac{1}{R} \quad [\text{kgf}]$$

în care :

G_l este greutatea locomotivei [kgf],
g — accelerația gravitației [m/s^2],
V — viteza locomotivei [km/h].

— forța datorită supraînălțării în curbă :

$$F_s = \frac{G_l h}{4s} \quad [\text{kgf}]$$

unde :

h este supraînălțarea firului exterior [m],
$2s$ — distanța între cercurile de rulare [m].

— forța datorită vîntului lateral :

$$F_v = \frac{A p_v}{2} \quad [\text{kgf}]$$

în care :

A este suprafața laterală a cutiei locomotivei [m^2],
p_v — presiunea datorită vîntului lateral [kgf/m^2].

— forțele de rapel :

$$F_r = F_0 + F_x \quad [\text{kgf}]$$

în care :

F_0 este forța inițială de rapel [kgf],
F_x — forța de rapel care apare datorită deviației boghiului din poziția mijlocie. Aceste forțe depind de construcția dispozitivului de rapel [kgf].

— forțele directoare Y_i;

Din ecuațiile de echilibru ale boghiului rezultă forțele directoare :

$$Y_1 = \frac{2Q}{a} \sum_{i=1}^{2} [\mu_l d_l - (p-a)\mu_l \cos\alpha_l] + \frac{1}{2}(F_c + F_v - F_s) + F_{rA}\frac{b+c}{a} - F_{rB}\frac{c}{a} \tag{1}$$

$$Y_2 = \frac{2Q}{a} \sum_{i=1}^{2} [\mu_l d_l - p\mu_l \cos\alpha_l] - \frac{1}{2}(F_c + F_v - F_s) - F_{rA}\frac{a-b-c}{a} + F_{rB}\frac{a-c}{a} \tag{2}$$

în care :

b este distanța dintre forțele de rapel [m],
c — distanța de la forțele de rapel pînă la osii [m],
$p = \frac{a}{2} + \frac{\sigma R}{a}$ — distanța polară [m],
$d_1 = \sqrt{p^2 + s^2}$; $d_2 = \sqrt{(p-a)^2 + s^2}$ sînt distanțele de la polul de rotație la roți [m],
$\cos\alpha_1 = \frac{p}{d_1}$; $\cos\alpha_2 = \frac{p-a}{d_2}$ sînt cosinusurile unghiurilor formate de forțele de frecare și axele osiilor.

Forţa directoare la osia a doua se ia cu semnul plus la poziţia boghiului în coardă şi cu semnul minus la poziţia boghiului în diagonală.

La studiul circulaţiei în curbe coeficientul de frecare μ dintre roată şi şină s-a considerat, pînă nu demult, constant $\mu = 0{,}25$. Din experienţele efectuate de prof. Dr. ing. Müller la Institutul de încercări de la Minden [6] a rezultat că valoarea acestui coeficient nu este constantă, ci depinde de sarcina pe osie, de unghiul de atac al osiei şi de diametrul roţilor. Variaţia coeficientului de frecare μ pentru roţi cu diametrul de 1 m, este arătată în diagrama din figura 2.

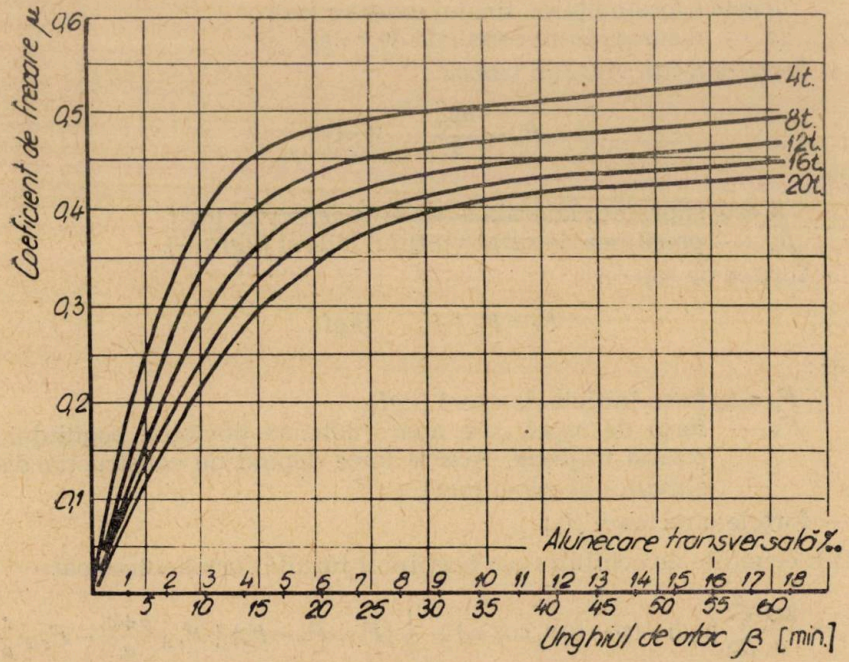


Fig. 2. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de unghiul de atac.

Din ecuaţiile (1) şi (2) se calculează forţele directoare în funcţie de viteza de circulaţie pentru diferite raze de curbură a căii.

2. INFLUENŢA ELASTICITĂŢII VEHICULULUI ŞI A CĂII ASUPRA FORŢELOR DIRECTOARE

Forţele directoare care apar în punctele de contact dintre vehicul şi cale, depind nu numai de raza curbei şi dimensiunile geometrice ale vehiculului, ci şi de elasticitatea căii şi a vehiculului.

Sub acţiunea forţelor verticale şi laterale vehiculul şi calea se deformează elastic avînd drept consecinţă modificarea poziţiei vehiculului în curbă, deci şi modificarea forţelor directoare.

2.1. Deformarea elastică a vehiculului sub acțiunea forțelor verticale și laterale

Sub acțiunea forțelor verticale și laterale care solicită vehiculul, acesta se deformează în direcție transversală modificînd jocul existent dintre buza bandajului și șină.

În calculul deformațiilor vehiculului și căii nu se iau în considerare variațiile deformațiilor datorită solicitărilor dinamice și se neglijează efectul rigidizant al lagărelor. Întrucît cadrul boghiului este de lungime mică avînd o construcție robustă realizată prin grinzi transversale și întăriturile de consolidare, se consideră rigiditatea boghiului în sens transversal infinită.

Asupra osiei montate, la circulația vehiculului prin curbe, acționează în plan vertical următoarele forțe (figura 3) :

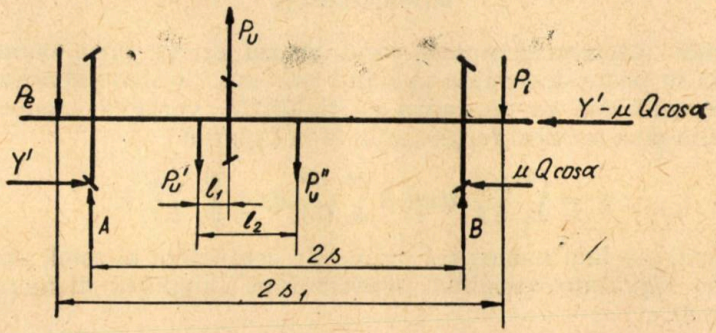


Fig. 3. Forțele din planul vertical care acționează asupra osiei la circulația prin curbe.

— sarcina maximă pe fusul exterior :

$$P_e = Q_{e\,max} - q \quad [\text{kgf}]$$

— sarcina maximă pe fusul interior :

$$P_i = Q_{i\,max} - q \quad [\text{kgf}]$$

în care :

$Q_{e\,max}$ este sarcina maximă pe roata exterioară [kgf],

$Q_{i\,max}$ — sarcina maximă pe roata interioară [kgf],

$2q$ — greutatea nesuspendată ce revine unei osii : greutatea osiei montate, greutatea ataculuí de osie, greutatea lagărelor etc. [kgf].

— forța tangențială din angrenaj :

$$P_a = F_0 \frac{D}{2r_2} \quad [\text{kgf}]$$

în care :

F_0 este forța de tracțiune la obadă [kgf],
D — diametrul de rulare al roții [m],
$2r_2$ — diametrul de angrenare al coroanei dințate [m].

— forțele din lagărele carcasei ataculuí de osie :

$$P'_u = P_u \frac{l_2 - l_1}{l_2}; \quad P''_u = P_u \frac{l_2}{l_1} \quad [\text{kgf}]$$

în care :

l_1 este distanța de la primul lagăr la forța P_u [m],
l_2 — distanța între cele două lagăre ale ataculuí de osie [m].

— presiunea de conducere :

$$Y' = Y \mp \mu Q \cos \alpha \ [\text{kgf}].$$

— forța de frecare dintre roata interioară și șină :

$$\Phi_i = \mu_i Q \cos \alpha_i .$$

Deoarece interesează numai jocul lateral dintre buza bandajului și șină, acesta se poate determina aplicînd teorema lui Mohr-Maxwell la osia montată considerată ca un cadru cu rigiditate variabilă asupra căruia acționează în plan vertical forțele arătate în figura 3 :

$$y = \int_{l_1}^{l_2} \frac{M\overline{M}}{EJ} dx + K \int_{l_1}^{l_2} \frac{T\overline{T}}{GA} dx + \int_{l_1}^{l_2} \frac{N\overline{N}}{EA} dx \qquad (3)$$

În calcul s-a luat momentul de inerție echivalent al osiei, iar roata ca un disc cu rigiditate variabilă încastrată pe lungimea diametrului orizontal (fig. 4).

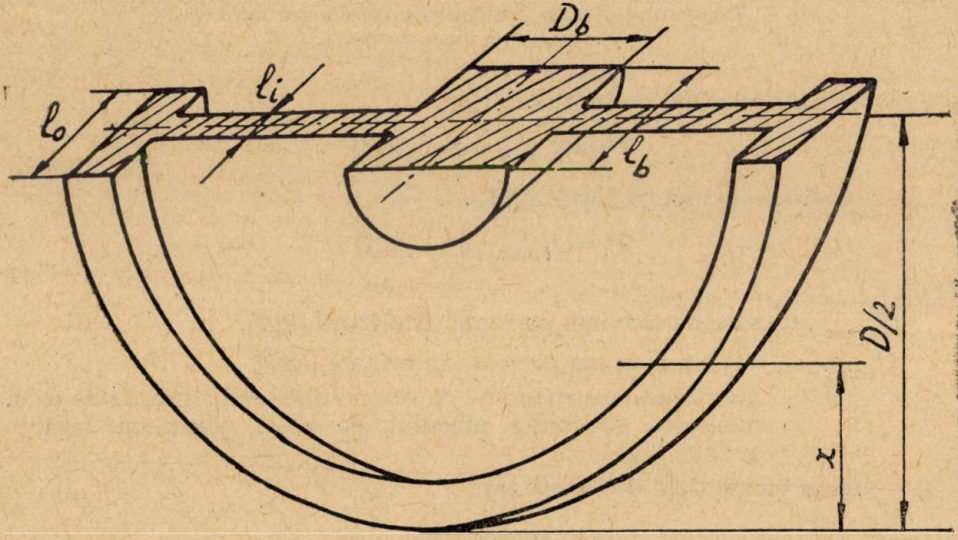


Fig. 4. Roata considerată ca un disc încastrat pe lungimea diametrului orizontal.

Jocul dintre buza bandajului și șină este :

$$y_v = \left[C_1 (Y' \pm \mu Q \cos \alpha) + C_2 \frac{P_e + P_l}{2} + C_2 P_u + C_4 Y'\right] 10^{-6} \text{[cm]} \quad (4)$$

Semnul minus se referă la cazul cînd forța de frecare este orientată în același sens cu presiunea de conducere, iar semnul plus cînd această forță este orientată în sens invers.

Coeficienții C_1, C_2, C_3 și C_4 se determină cu relațiile :

$$C_1 = \frac{1}{E_1} \int_0^{D/2} \frac{x^2 dx}{I_x} + \frac{k}{G} \int_0^{D/2} \frac{dx}{A_x} + \frac{sD^2}{4E_0 I_0} \quad \text{[cm/kgf]}$$

$$C_2 = \frac{s(s_1 - s) D}{EI_0} \quad \text{[cm/kgf]}$$

$$C_3 = \frac{l_1 (l_2 - l_1)}{E_0 I_0} \quad \text{[cm/kgf]}$$

$$C_4 = \frac{2s}{E_0 A_0} \quad \text{[cm/kgf]}$$

unde :

E_1, E_0 — modulul de elasticitate longitudinală al roții, respectiv osiei, [kgf/cm^2],

G — modulul de elasticitate transversală al roții, [kgf/cm^2],

I_x, I_0 — momentul de inerție al roții la distanța x față de planul căii, respectiv al osiei, [cm^4],

A_x, A_0 — secțiunea roții la distanța x față de planul căii, respectiv a osiei, [cm^2],

$k = 1{,}2$ — coeficientul de formă al secțiunii.

2.2. Deformația elastică a căii sub acțiunea forțelor laterale

Deformația elastică a căii datorită forțelor laterale mărește jocul dintre buza bandajului și șină [3], [4].

Deformația totală a căii y_c se compune din încovoierea șinelor y_1, răsucirea șinelor y_2, încovoierea traverselor y_3 și deplasarea în exterior a întregului cadru al căii y_4. Deci :

$$y_c = y_1 + y_2 + y_3 + y_4. \quad (5)$$

Deformația căii se determină pentru fiecare tip de șină. Pentru șina tip 49 (general adoptată pe liniile noastre ferate), determinarea deformațiilor căii se face după studiile efectuate de E. Czitary și W. Leven pentru calea ferată germană cu șina S 49 care are aceleași caracteristici cu șina tip 49 C.F.R.

Considerînd pentru simplificare că deformațiile y_1, y_2, y_3 și y_4 variază linear în raport cu sarcina care le produce [4], rezultă deformația :

$$y_c = [85Y' \mp 20\mu(Q - \Delta Q)\cos\alpha]10^{-6} \text{ [cm]} \quad (6)$$

în care ΔQ este sarcina suplimentară pe roată [kgf].

Semnul minus se ia pentru unghiul de atac pozitiv, iar semnul plus pentru unghiul de atac negativ.

Deformația totală a căii și vehiculului este :

$$y = y_v + y_c \text{ [cm]}. \quad (7)$$

Corespunzător acestei deformații elastice se stabilește poziția vehiculului în curbă. Dacă boghiul atacă cu prima osie șina exterioară și dacă toate celelalte osii au încă joc suficient în cale, atunci vehiculul se deplasează paralel în direcția deformației. Dat fiind că aici distanța polară și forțele rămîn practic aceleași un al doilea calcul este de prisos.

Dacă boghiul atacă cu prima osie șina exterioară și cu altă osie șina interioară sau exterioară, atunci datorită deformației elastice, polul de rotație se modifică. În acest caz valoarea distanței polare trebuie să fie astfel determinată încît din dimensiunile geometrice, din forțele directoare care rezultă și din deformațiile ce se stabilesc din acestea să rezulte o aceeași distanță polară, sau ca deformațiile elastice să coincidă cu cele care s-au luat inițial. În calcule a doua aproximație este suficientă pentru determinarea exactă a forțelor directoare.

3. VARIAȚIA SARCINII PE OSIE LA CIRCULAȚIA PRIN CURBE A LOCOMOTIVEI

La circulația prin curbe, asupra vehiculului acționează forțele statice și dinamice care fac ca sarcinile pe roată să varieze în mod continuu. Aprecierea stabilității mersului locomotivei pe cale se face ținînd cont de sarcinile reale pe roată [5].

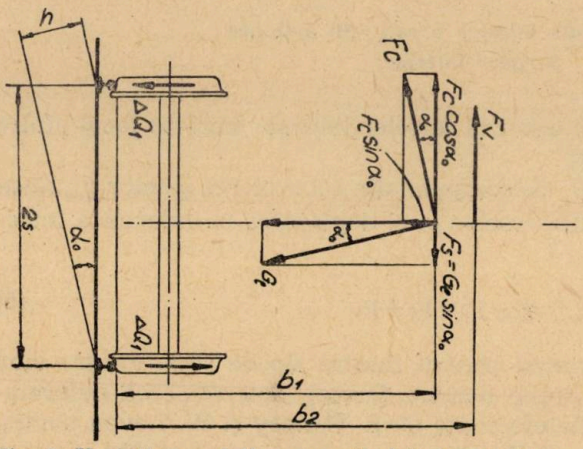


Fig. 5. Variația sarcinilor pe roți datorită forțelor F_c și F_v.

Sarcinile suplimentare care modifică încărcarea statică pe roată sînt următoarele :

— Sarcina ΔQ datorită forței centrifuge, presiunii vîntului lateral și supraînălțării firului exterior al căii (fig. 5).

$$\Delta Q_1 = \frac{F_c b_1 \cos\alpha_0 - F_s b_1 + F_v b_2}{4s} \quad (8)$$

unde :

$\cos \alpha_0 = \frac{\sqrt{4s^2-h^2}}{2s}$ — cosinusul unghiului format de planul căii și orizontală,

b_1 — înălțimea centrului de greutate al locomotivei [m],

b_2 — înălțimea centrului de greutate al suprafeței laterale a locomotivei [m].

— Sarcina ΔQ_2 determinată de descărcarea osiei datorită tracțiunii înalte și forței de tracțiune :

$$\Delta Q_2 = F_0 \left(\frac{h_1}{a} + \frac{H-h_1}{L} \right) \tag{9}$$

unde :

H este înălțimea cîrligului de tracțiune [m],

h_1 — înălțimea pivotului locomotivei [m],

L — distanța între pivoți [m].

— Sarcina ΔQ_3 determinată de variația sarcinii pe roată datorită presiunii de conducere (figura 6) :

$$\Delta Q_3 = (Y' - \mu Q \cos \alpha) \frac{D}{4s} \tag{10}$$

— Sarcina ΔQ_4 datorită oscilației părții suspendate a vehiculului este :

$$\Delta Q_4 = K \frac{G_0}{8} \tag{11}$$

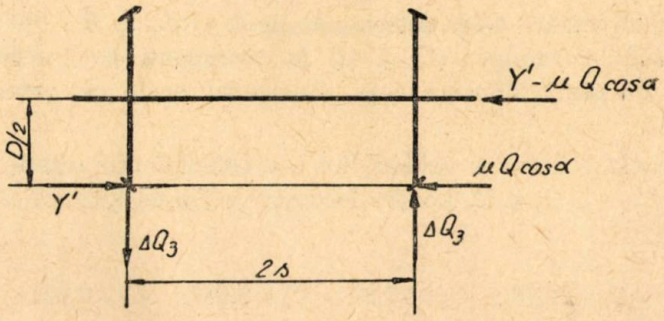


Fig. 6. Variația sarcinii pe roți datorită presiunii de conducere.

în care :

$G_0 = G_l - 8q$ — greutatea construcției suspendate a locomotivei [kgf],

$2q$ — greutatea nesuspendată a unei osii [kgf],

$K = 0{,}1 + 0{,}2\frac{V}{f}$ — coeficientul dinamic,

f — săgeata statică a suspensiunii [mm].

Sarcina reală pe roată este dată de relațiile :

$$Q_{max} = Q + \Delta Q_1 - \Delta Q_2 + \Delta Q_3 + \Delta Q_4 \tag{12}$$

$$Q_{min} = Q + \Delta Q_1 - \Delta Q_2 + \Delta Q_3 - \Delta Q_4. \tag{13}$$

4. VERIFICAREA SIGURANȚEI CIRCULAȚIEI LA MERSUL ÎN CURBE

În curbe vitezele maxime de circulație sînt limitate de relația cunoscută :

$$V_{max} = 4{,}5\sqrt{R} \tag{14}$$

în care : R este raza curbei [m].

De aceea nu mai este necesar a se întocmi pașaportul dinamic al locomotivei, fiind suficientă verificarea siguranței la deraiere și a rezistenței șinelor pentru vitezele rezultate din relația (14).

5. EXEMPLU DE CALCUL. LOCOMOTIVE DIESEL-HIDRAULICE DE 700 CP, CONSTRUCȚIE „23 AUGUST"

Forțele directoare s-au determinat pentru razele $R = 100$; 150 ; 180 și 250 m, după formulele (1) și (2) la coeficienți de frecare constanți ($\mu = 0{,}25$) și variabili. Vitezele s-au considerat acele ce corespund relației (14).

Deformația elastică a vehiculului s-a calculat din relația (4) în care coeficienții C_1, C_2, C_3 și C_4 pentru locomotiva Diesel-hidraulică de 700 CP, au valorile :

$$C_1 = 21{,}76\ ;\quad C_2 = 17{,}33\ ;\quad C_3 = 0{,}637\ ;\quad C_4 = 0{,}021$$

Din relația (6) s-a determinat deformația elastică a căii, iar deformația totală din relația (7).

Pentru aprecierea capacității de ghidare a locomotivei s-au calculat sarcinile reale pe roți cu relațiile (12) și (13) ținînd cont de sarcinile suplimentare care modifică încărcarea statică conform relațiilor (8), (9), (10) și (11).

Rezultatele calculelor s-au trecut în tabelul 1.

Tabelul 1

R	Coeficient de frecare constant				Coeficient de frecare variabil			
	100	150	180	250	150	180	180	250
V_{max}	45	55,1	60,5	71,1	45	55,1	60,5	71,1
p	2,3	2,35	2,36	2,38	2,9	2,255	2,23	2,17
d_1	2,419	2,4668	2,4763	2,4951	2,410	2,3764	2,352	2,296
d_2	0,7762	0,7648	0,7630	0,7595	0,778	0,7890	0,7971	0,8194
$\cos \alpha_1$	0,9508	0,9526	0,9530	0,9538	0,9502	0,9489	0,9481	0,9451
$\cos \alpha_2$	−0,2576	−0,1961	−0,1835	−0,1579	−0,2699	−0,3105	−0,3430	−0,4027
μ_1	0,25	0,25	0,25	0,25	0,463	0,455	0,45	0,434
μ_2	0,25	0,25	0,25	0,25	0,217	0,171	0,155	0,136
F_c	3 872	3 825	3 843	3 816	3 827	3 825	3 843	3 816
F_v	600	600	600	600	600	600	600	600
F_s	560	1 360	1 440	1 760	560	1 360	1 440	1 760
Y_1	5 941	5 378	5 303	5 072	8 531	7 642	7 509	6 916
Y_1'	4 515	3 948	3 874	3 642	5 751	5 052	4 949	4 455
y_v	0,209	0,197	0,195	0,191	0,266	0,247	0,246	0,231
y_c	0,359	0,310	0,304	0,284	0,446	0,385	0,375	0,335
y_1	0,568	0,507	0,499	0,475	0,712	0,632	0,621	0,566
ΔQ_1	1 875	1 511	1 483	1 327	1 875	1 511	1 483	1 327
ΔQ_2	216	193	174	145	216	193	174	145
ΔQ_3	1 030	840	811	737	1 307	820	796	668
ΔQ_4	797	883	928	1 018	797	883	928	1 018
Q_{max}	9 486	9 041	9 048	3 907	9 761	9 022	9 032	8 868
Q_{min}	2 892	7 275	7 192	6 873	8 169	7 255	7 177	6 834
Y_1'/Q_{min}	0,573	0,542	0,539	0,530	0,705	0,698	0,690	0,651

CONCLUZII

Din tabelul 1 rezultă :

1. Ampatamentul boghiurilor locomotivei Diesel-hidraulică de 700 CP fiind mic, boghiurile circulă întotdeauna liber la viteze maxime admise în curbele respective.

2. La vitezele maxime admise în curbe, boghiurile ocupînd poziția liberă, influența elasticității căii și vehiculului nu modifică practic distanța polară și valoarea forțelor directoare.

3. La considerarea coeficienților de frecare variabili, forțele directoare se măresc cu 37 ... 43% față de cazul cînd coeficienții de frecare se admit constanți.

4. Raportul Y_1'/Q_{min} se mărește la coeficienți de frecare variabili cu ~25% față de cazul coeficienților de frecare constanți, iar siguranța contra deraierii scade cu același procent. De aici rezultă că în calculele capacității de ghidare a locomotivelor cu boghiuri trebuie luați în considerare întotdeauna coeficienții de frecare variabili în funcție de sarcina pe osie, diametrul roții și unghiul de atac al fiecărei osii.

BIBLIOGRAFIE

1. Czitary E., Beitrag zur Berechnung des Querschwellenoberbaus. Organ die Fortschritte des Eisenbahnwesens 1938.
2. Heumann H., *Grundzüge der Führung der Schienenfahrzeuge*, München 1954.
3. Karminskii D. E., Vpisîvanie locomotivov telejecinogo tipa v crivîe. Trudî RIIJT, vîpusk XXV, 1958.
4. Leven W., Enfluss der Elastizität von Fahrzeug und Gleis auf die Führungskräfte bein Fahrzeuglauf und auf die Stellung des Fahrzeugs im Gleis. Organ für die Fortschritte des Eisenbahnwesens 1943.
5. Medeli V. V., *Vzaimodeistvie electrovoza b puti*. Moscova 1956.
6. Müller W., Descrierea standului de încercări la deraiere al Căilor Ferate Germane. Lucrările Congresului U.I.C. Minden 1965.

ИЗУЧЕНИЕ ВПИСЫВАНИЯ В КИВУЮ ТЕПЛОВОЗОВ С ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧЕЙ ТИП B′B′ СО СВОБОДНЫМИ ТЕЛЕЖКАМИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дан общий метод для изучения вписывания в кривую тепловозов с гидравлической передачей с полным сцеплением, имеющих свободные двухосные тележки, принимая во внимание эластичность линии и тепловоза в случае постоянных и переменных коэффициентов трения.

Дается пример расчета для тепловоза в 700 Л.С. построенного на Бухарестском заводе »23 августа«.

STUDIUM DES VERHALTENS IN KURVENFAHRT DER DIESELHYDRAULISCHEN LOKOMOTIVEN VOM TYP B′B′ MIT FREIEM DREHGESTELL

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird eine allgemeine Methode zum Studium der Kurvenfahrt von dieselhydraulischen Lokomotiven mit totaler Radhaftung mit freiem, Zweiachsendrehgestell, mit Berücksichtigung der Elastizität der Fahrbahn und des Fahrzeuges, bei konstantem und bei veränderlichem Reibungsbeiwert, gegeben.

Es wird ein Rechnungsbeispiel für eine Lokomotive von 700 PS, Bauart der Werke „23 August“ Bukarest angegeben.

AMPLIFICATOR DE MĂSURĂ PENTRU TENSIUNE DE FRECVENȚĂ INDUSTRIALĂ *

DE

I. BRAȘOVAN

INTRODUCERE

Funcționarea instrumentelor electrice de măsură cu citire directă este însoțită de absorbirea unei puteri din circuitele în care se efectuează măsurătoarea. Dacă această putere este mare în raport cu cele care intervin în circuite atunci valorile mărimilor de măsurat se modifică. Acest fapt limitează posibilitățile de utilizare a instrumentelor electrice indicatoare.

În cele ce urmează se prezintă o schemă de măsurare a tensiunilor care permite adaptarea instrumentelor obișnuite (voltmetre, wattmetre etc.) la măsurători în circuite electrice de puteri mici. Principiul schemei este expus în [1], și se bazează pe mărirea impedanței de intrare a unui circuit folosind un amplificator cu reacție negativă.

RELAȚII FUNDAMENTALE

Se consideră schema din fig. 1 în care curenții și tensiunile apar sub formă operațională. Amplificatorul electronic A considerat liniar, are impedanța de intrare ridicată astfel că :

$$i_1(p) \gg i_a(p) \tag{1}$$

deci

$$i_1(p) = i_0(p) = \frac{u_e(p)}{R_0} \tag{2}$$

și este caracterizat de funcția de transfer

$$K(p) = \frac{u_{ies}(p)}{u_e(p)}. \tag{3}$$

---

* Lucrare comunicată la sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 20 martie 1966.

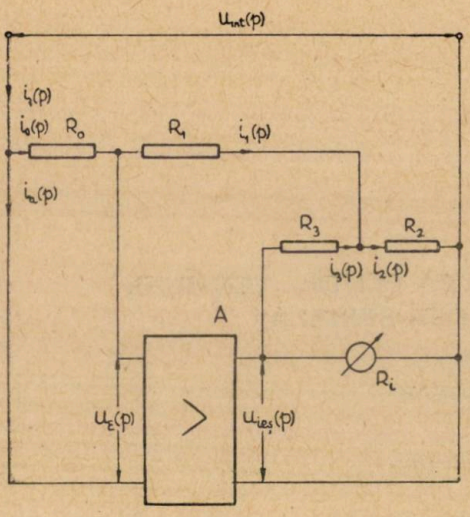


Fig. 1.

Ultimul etaj al amplificatorului asigură puterea consumată de rezistenţa R_l a instrumentelor de măsură.

Aplicînd legile lui Kirchhoff se stabileşte sistemul de ecuaţii :

$$(R_0+R_1)\,i_1(p)+R_2 i_2(p)=u_{int}(p)$$
$$R_2 i_2(p)+R_3 i_3(p)=u_{ieş}(p)$$
$$i_l(p)-i_2(p)+i_3(p)=0$$

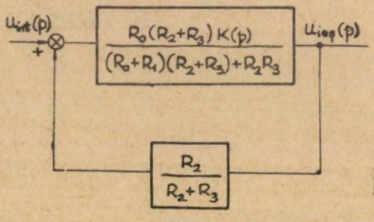


Fig. 2.

care are ca soluţie :

$$i_1(p)=\frac{(R_2+R_3)u_{int}(p)-R_2u_{ieş}(p)}{(R_0+R_1)(R_2+R_3)+R_2R_3}. \tag{4}$$

Din (2), (3) şi (4) se obţine :

$$\frac{u_{ieş}(p)}{u_{int}(p)}=\frac{\dfrac{R_0(R_2+R_3)K(p)}{(R_0+R_1)(R_2+R_3)+R_2R_3}}{1+\dfrac{R_0R_2K(p)}{(R_0+R_1)(R_2+R_3)+R_2R_3}} \tag{5}$$

Schema din fig. 1 corespunde, pe baza relaţiei (5), cu schema structurală din fig. 2. Existenţa legăturii inverse poate duce la apariţia unor oscilaţii proprii ale schemei. Stabilitatea funcţionării depinde în special de funcţia de transfer $K(p)$ a amplificatorului A.

RAPORTUL DE TRANSFORMARE ŞI ERORI DE MĂSURĂ

Raportul de transformare nominal al schemei din fig. 1 este :

$$K_n=\frac{R_2}{R_2+R_3} \tag{6}$$

iar eroarea de determinare a acestui raport :

$$\gamma_{K_n}=\frac{R_3}{R_2+R_3}(\gamma_{R_2}+\gamma_{R_3}). \tag{7}$$

În regim sinusoidal se poate înlocui $p=j\omega$ în (5), obținîndu-se :

$$\overline{U}_{int}=\left[\frac{R_2}{R_2+R_3}+\frac{(R_0+R_1)(R_2+R_3)+R_2R_3}{R_0(R_2+R_3)\overline{K}(j\omega)}\right]\overline{U}_{ieș} \tag{8}$$

mărimile notate barat fiind complexe.

Eroarea de măsură față de raportul de transformare nominal este :

$$\bar{\varepsilon}=\gamma+j\beta=\frac{K_n\overline{U}_{ieș}-\overline{U}_{int}}{\overline{U}_{int}}100=-\frac{100}{1+\dfrac{\overline{K}(j\omega)}{\left(1+\dfrac{R_1}{R_0}\right)\left(1+\dfrac{R_3}{R_2}\right)+\dfrac{R_3}{R_0}}} \tag{9}$$

în care γ este eroarea de raport, iar β eroarea de unghi ambele exprimate în procente. Micșorarea acestor erori se poate face prin mărirea amplificării $\overline{K}(j\omega)$, ceea ce duce la înrăutățirea stabilității schemei.

Măsurarea poate avea loc chiar și dacă schema nu este stabilă, deci au loc oscilații proprii. În acest caz peste tensiunea de ieșire utilă se suprapune tensiunea generată de schemă care provoacă apariția unor erori a căror valoare depinde de instrumentul de măsură indicator folosit.

Dacă tensiunea de intrare are valoarea efectivă :

$$U_{int}=\sqrt{\sum_{\nu}U^2_{int\,\nu}}$$

amplificatorul fiind liniar, relația (9) este valabilă pentru valoarea efectivă $U_{int\nu}$ a fiecărei armonici :

$$\bar{\varepsilon}_\nu=\gamma_\nu+j\beta_\nu=\frac{K_n\overline{U}_{ieș\,\nu}-\overline{U}_{int\,\nu}}{\overline{U}_{int\,\nu}}100=-\frac{100}{1+\dfrac{\overline{K}(j\nu\omega)}{\left(1+\dfrac{R_1}{R_0}\right)\left(1+\dfrac{R_3}{R_2}\right)+\dfrac{R_3}{R_0}}}$$

De aici rezultă prin neglijarea lui β_ν :

$$U_{ieș\,\nu}=\frac{U_{int\,\nu}}{K_n}\left(1+\frac{\gamma_\nu}{100}\right).$$

Valoarea efectivă a tensiunii de ieșire măsurată de un voltmetru care sesizează prezența tuturor armonicilor, este :

$$U_{ieș}=\sqrt{\sum_{\nu}U^2_{ieș\,\nu}+U_g^2}=\sqrt{\sum_{\nu}\frac{U^2_{int\,\nu}}{K_n^2}\left(1+\frac{\gamma_\nu}{100}\right)^2+U_g^2}$$

în care U_g este valoarea efectivă a tensiunii care apare la ieșire din cauza oscilațiilor proprii ale schemei. Schema de măsură va introduce eroarea, exprimată în procente :

$$\gamma_S=\frac{K_nU_{ieș}-U_{int}}{U_{int}}100=\left[\frac{\sqrt{\sum_{\nu}U^2_{int\,\nu}\left(1+\frac{\gamma_\nu}{100}\right)^2+K_n^2U_g^2}}{U_{int}}\right]\cdot 100$$

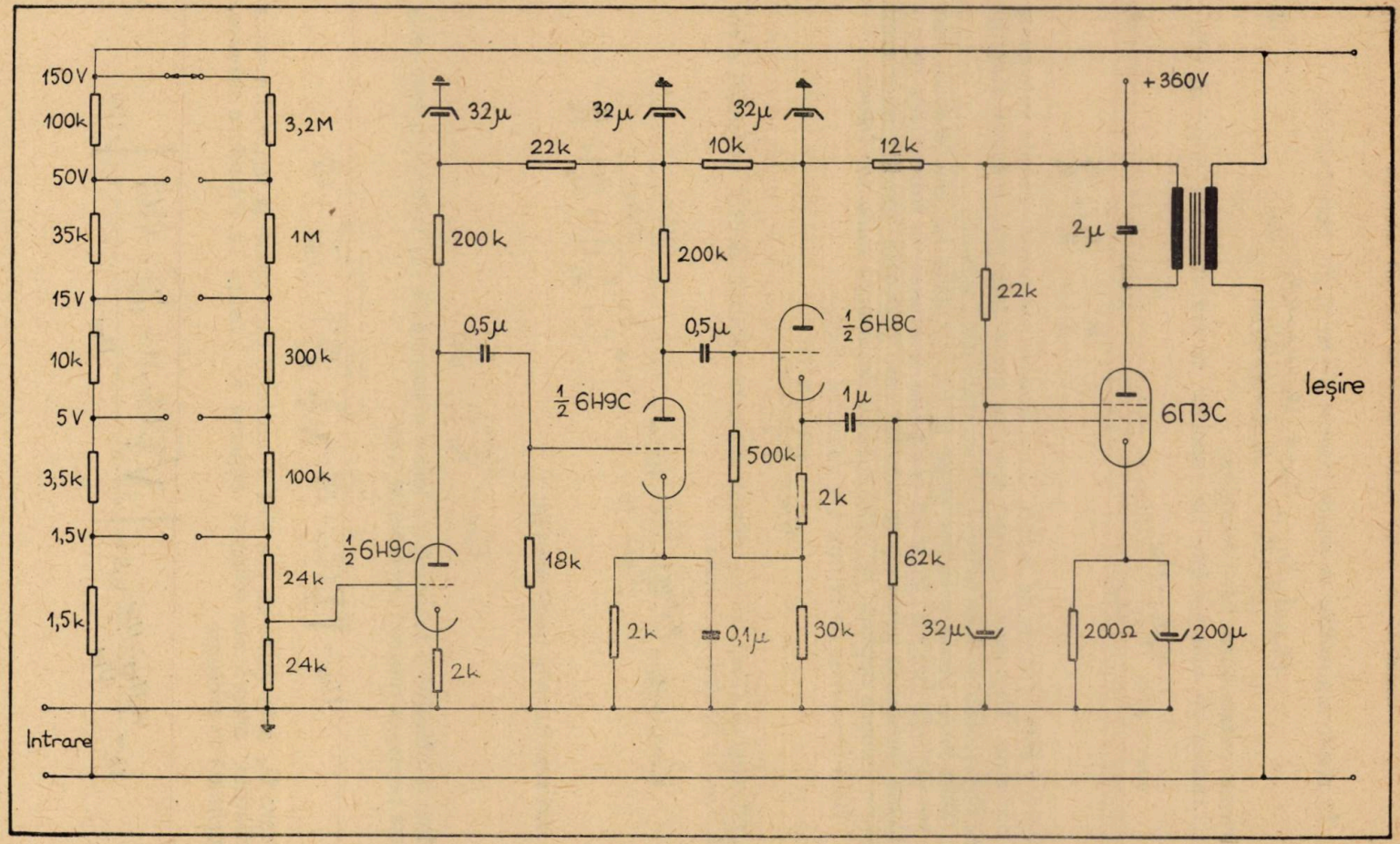

150V
100k
50V
35k
15V
10k
5V
3,5k
1,5V
1,5k
3,2M
1M
300k
100k
24k
24k
Intrare
32μ
32μ
32μ
22k
10k
12k
+360V
200k
200k
22k
2μ
0,5μ
0,5μ
½6H8C
½6H9C
1μ
6П3С
Ieșire
500k
2k
½6H9C
18k
62k
2k
2k
0,1μ
30k
32μ
200Ω
200μ

Fig. 3.

Întrucît raportul de transformare nominal K_n se cunoaște cu eroarea γ_{K_n}, iar tensiunea de ieșire $U_{ieș}$ se măsoară de către voltmetru cu eroarea $\gamma_{U_{ieș}}$ rezultă eroarea totală la măsurarea valorii efective U_{int} a tensiunii de intrare

$$\gamma_{U_{int}} = \gamma_S + \gamma_{K_n} + \gamma_{U_{ieș}}. \tag{10}$$

IMPEDANȚA DE INTRARE

Impedanța de intrare operațională a schemei de măsură din fig. 1 se poate determina pe baza relațiilor (4), (5) și (6) :

$$Z_{int}(p) = \frac{U_{int}(p)}{i_1(p)} = [1 + K_n K(p)] R_0 + R_1 + K_n R_3. \tag{11}$$

Dacă tensiunea de intrare este sinusoidală atunci înlocuind $p = j\omega$ se obține impedanța de intrare complexă

$$\overline{Z}_{int} = [1 + K_n \overline{K}(j\omega)] R_0 + R_1 + K_n R_3. \tag{12}$$

Pentru a asigura un consum de putere redus din circuitul în care se măsoară, impedanța de intrare trebuie să fie ridicată. Din (11) și (12) rezultă că această condiție se asigură la valori mari ale rezistențelor R_0 și R_1 și a amplificării $\overline{K}(j\omega)$.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Pe baza teoriei expuse s-a realizat schema din fig. 3 destinată pentru măsurarea tensiunii alternative de frecvență industrială. Caracteristicile tehnice ale schemei sînt următoarele :

Forma tensiunii de intrare	sinusoidală cu frecvența 25—50 Hz sau nesinusoidală cu armonica fundamentală de 25—50 Hz și armonici superioare pînă la max. 250 Hz, avînd amplitudinea cel mult 10% din cea a fundamentalei.
Valoarea efectivă maximă a tensiunii de intrare	0—1,5—5—15—50—150 V
Valoarea efectivă maximă a tensiunii de ieșire	150 V
Impedanța de intrare	>10 MΩ
Impedanța de sarcină la ieșire	10 kΩ
Eroarea de măsură (fără eroarea instrumentului indicator)	1%
Tensiunea de alimentare anodică	360 V±5%

BIBLIOGRAFIE

1. Braun P., Zombory E., Hálozati kisminta nagypontosságú elektronikus méröberendezése, Elektrotechnika Budapest (Ungaria) 1963 nr. 4.

ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЙ УСИЛИТЕЛЬ ДЛЯ НАПРЯЖЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННОЙ ЧАСТОТЫ

(РЕЗЮМЕ)

Благодаря собственному расходу, стрелочные приборы не могут использоваться для измерений в цепях небольшой мощности.

Для использования стрелочных приборов и в этих случаях, увеличивается входное сопротивление этих приборов для их использования в электронных схемах. В работе дана вкратце теория одной из таких схем и приводится монтаж осуществленный автором на основе указанной теории.

SPANNUNGSMESSVERSTÄRKER FÜR INDUSTRIELLEN WECHSELSTROM

(ZUSAMMENFASSUNG)

In den Stromkreisen mit kleiner Leistung können in der Regel die Zeigerinstrumente wegen ihres Selbstverbrauches nicht verwendet werden. Um sie doch auch in diesen Fällen verwendbar zu machen wird ihre Eingangimpedanz durch entsprechenden elektrischen Schemas vergrössert. In der vorliegenden Arbeit wird die Theorie eines solchen Schemas gegeben und nachher ein auf Grund dieser Theorie, vom Verfasser hergestelltes Schema dargestellt.

LEGĂTURA ÎNTRE CUPLUL DEZVOLTAT ȘI ÎNCĂLZIREA UNUI MOTOR ELECTRIC LA ÎNCĂRCARE VARIABILĂ

DE

M. BRAȘOVAN

Echilibrul termic într-un motor electric de acționare considerat corp omogen, la o temperatură oarecare ϑ se exprimă prin ecuația diferențială cunoscută sub forma

$$Qdt - hS\vartheta dt = cmd\vartheta \tag{1}$$

în care s-a notat prin :

Q — cantitatea de căldură constantă produsă uniform în întreaga masă a motorului în unitatea de timp :
h — coeficientul de transmitere a căldurii prin conducție și convecție de la motor către mediul ambiant ;
S — suprafața motorului prin care se evacuează căldura ;
c — căldura specifică a corpului motorului ;
m — masa motorului.

Notînd prin

$$T_i = \frac{cm}{hS} \tag{2}$$

constanta de timp a încălzirii și prin

$$\vartheta_{max} = \frac{Q}{hS} \tag{3}$$

temperatura maximă către care tinde asimptotic încălzirea motorului, soluția ecuației diferențiale (1) se obține în forma

$$\vartheta = \vartheta_{max}\left(1 - e^{-\frac{t}{T_i}}\right) + \vartheta_i e^{-\frac{t}{T_i}}, \tag{4}$$

în care ϑ_i este temperatura inițială a motorului.

Ecuația (4) reprezintă încălzirea sau răcirea motorului după cum $\vartheta_{max} > \vartheta_i$ sau $\vartheta_{max} < \vartheta_i$.

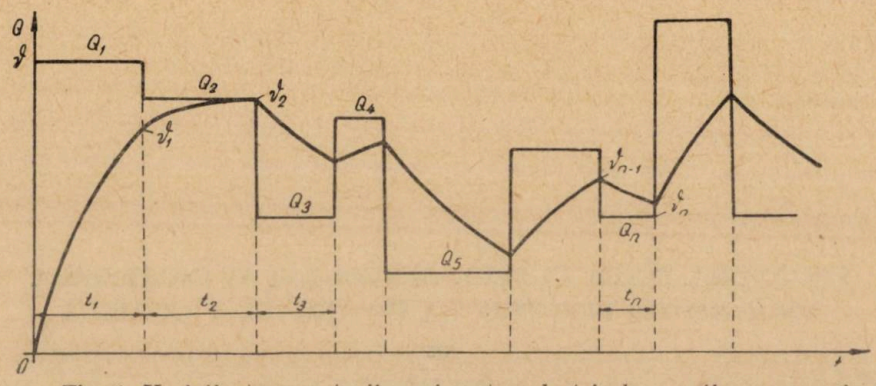


Fig. 1. Variaţia temperaturii unui motor electric la o acţionare cu pierderi variabile în trepte.

Valoarea constantei de timp T_i variază după puterea şi felul ventilaţiei motorului [1] aproximativ între 15 minute şi 5 ore.

La acţionările cu funcţionare continuă de lungă durată la care maşina de lucru produce o încărcare variabilă în timp $M_s = f(t)$ în limite largi după o lege oarecare, încărcarea reală se poate echivala cu o încărcare fictivă căreia îi corespunde variaţia pierderilor în motor reprezentată prin linia în trepte din fig. 1 cu pierderile invariabile Q_1, $Q_2 \ldots Q_n$, în intervalele de timp t_1, $t_2 \ldots t_n$. Diferenţa ϑ_n dintre temperatura la suprafaţa motorului şi temperatura mediului ambiant la sfîrşitul intervalului t se poate calcula [1] cu ajutorul egalităţii

$$hS\vartheta_n = Q_1\left(1-e^{-\frac{t_1}{T_i}}\right)e^{-\frac{\Sigma t-t_1}{T_i}} + Q_2\left(1-e^{-\frac{t_2}{T_i}}\right)e^{-\frac{\Sigma t-t_1-t_2}{T_i}} + \\ + \ldots + Q_n\left(1-e^{-\frac{t_n}{T_i}}\right). \tag{5}$$

Egalitatea (5) se obţine prin aplicarea succesivă în intervalele t_1, $t_2 \ldots t_n$ a ecuaţiei de încălzire (4).

În metodele de proiectare uzuale ecuaţia (5) se foloseşte pentru verificarea la încălzire a motorului de acţionare ales prin curba de încălzire $\vartheta = f(t)$.

Pornind de la ecuaţia încălzirii (4) se ajunge [1] la metoda de verificare a motorului după cuplul echivalent

$$M_e = \sqrt{\frac{1}{t_c}\int_0^{t_c} M^2 dt}, \tag{6}$$

în care t_c reprezintă durata unui ciclu de variaţie a cuplului motor M. Ţinînd seamă că variaţia cuplului static rezistent $M_s = f(t)$ a acţionărilor electrice cu încărcare variabilă se poate echivala totdeauna printr-o dia-

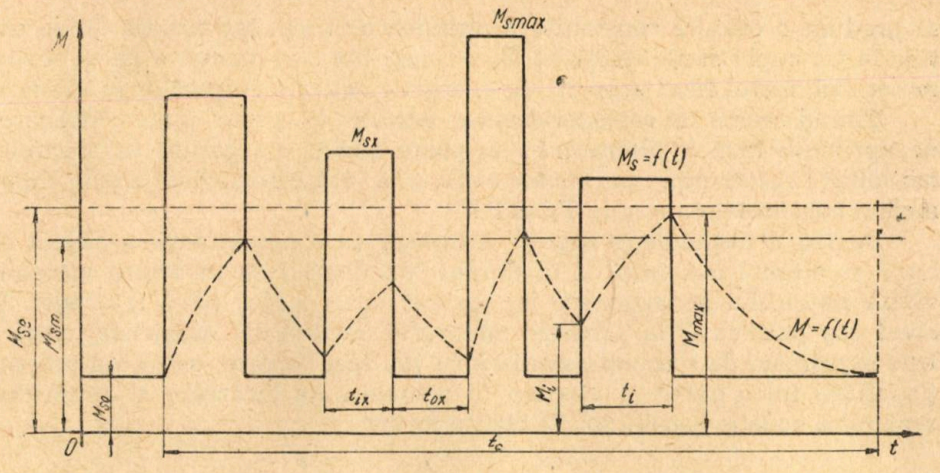


Fig. 2. Variația cuplului static rezistent $M_s=f(t)$ și a cuplului motor $M=f(t)$ la acționări cu încărcare variabilă.

gramă în trepte [2] ca în fig. 2, rezultă că variația cuplului M al motoarelor electrice cu caracteristică mecanică dreaptă, obținută din ecuația mișcării :

$$M-M_s=-\theta\Omega_0\frac{ds}{dt}\,, \tag{7}$$

în care

θ — momentul de inerție raportat la arborele motorului ;
Ω_0 — viteza sincronă a motorului ;
s — alunecarea motorului ;

se produce după ecuația :

$$M=M_s(1-e^{-\frac{t}{T}})+M_ie^{-\frac{t}{T}} \tag{8}$$

unde

$$T=\frac{\theta\Omega_0 s_N}{M_N} \tag{9}$$

reprezintă constanta electromecanică de timp a acționării.

Se constată că ecuațiile (4) și (8) au aceeași structură matematică reprezentînd variații exponențiale cu deosebirea că în ecuația (8) apare constanta electromecanică de timp T definită prin relația (9) în loc de constanta de timp a încălzirii T_l . Datorită raționamentului aplicat pentru folosirea ecuației (8) în loc de ecuația (4) rezultă că ambele reprezintă fenomenul încălzirii. Premizele prin care se ajunge la cele două ecuații sînt totuși diferite. La deducerea ecuației de încălzire (4) se admite că în motor

se produce o căldură constantă în unitatea de timp, iar ecuația (8) se obține la un cuplu static rezistent $M_s = \text{const.}$ din care numai o parte revine motorului, restul fiind acoperit de energia cinetică a corpurilor în mișcare.

Ținînd seamă de considerațiunile arătate se poate pune întrebarea neexprimată încă în literatură : se poate stabili o legătură între cuplul dezvoltat și încălzirea unui motor electric la încărcare variabilă prin intermediul constantelor de timp T_i și T ?

Pentru a răspunde la această întrebare cu o aproximație suficient de bună se admite mai întîi că în timpul funcționării cu încărcare variabilă viteza motorului de acționare nu variază decît puțin, adică $\Omega \approx \text{const.}$ În acest caz puterea P la arborele motorului variază, de asemenea, după o lege exprimată de o ecuație similară cu (8). Mai departe, admițînd proporționalități între puteri și pierderi în domeniul de încărcare al motorului, rezultă că ecuația pierderilor va obține forma

$$Q = Q_s\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right) + Q_i e^{-\frac{t}{T}} \tag{10}$$

în care, ținînd seamă de (3) se poate pune

$$\frac{Q_s}{hS} = \vartheta_s \quad \text{și} \quad \frac{Q_i}{hS} = \vartheta_i . \tag{11}$$

În acest caz ecuația diferențială a încălzirii față de (1) va fi deci :

$$\left[Q_s\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right) + Q_i e^{-\frac{t}{T}}\right] dt - hS\vartheta dt = cm d\vartheta . \tag{12}$$

Introducînd valoarea lui T_i din (2) în ecuația (12) și efectuînd cîteva transformări rezultă :

$$\frac{d\vartheta}{dt} + \frac{\vartheta}{T_i} = \frac{Q_s}{cm} - \frac{Q_s - Q_i}{cm} e^{-\frac{t}{T}} . \tag{13}$$

Ținînd seamă de relațiile (2) și (11) ecuația (13) se scrie în forma

$$\frac{d\vartheta}{dt} + \frac{\vartheta}{T_i} = \frac{\vartheta_s}{T_i} - \frac{\vartheta_s - \vartheta_i}{T_i} e^{-\frac{t}{T}} . \tag{14}$$

Soluția acestei ecuații este

$$\vartheta = e^{-\int \frac{dt}{T_i}} \left[A - \int \frac{\vartheta_s - \vartheta_i}{T_i} e^{-\frac{t}{T}} e^{\int \frac{dt}{T_i}} dt + \int \frac{\vartheta_s}{T_i} e^{\int \frac{dt}{T_i}} dt\right] . \tag{15}$$

Efectuînd operațiile necesare rezultă mai departe

$$\vartheta = Ae^{-\frac{t}{T_i}} - \frac{\vartheta_s - \vartheta_i}{T_i} \frac{T_i T}{T - T_i} e^{-\frac{t}{T}} + \vartheta_s . \tag{16}$$

Punînd condiția ca la $t=0$ să rezulte $\vartheta=\vartheta_i$, se obține pentru constanta de integrare

$$A=\vartheta_i+(\vartheta_s-\vartheta_i)\frac{T}{T-T_i}-\vartheta_s. \tag{17}$$

Înlocuind (17) în (16) și efectuînd calculele se obține ecuația încălzirii

$$\vartheta=\frac{\vartheta_s-\vartheta_i}{T-T_i}\left(T_i e^{-\frac{t}{T_i}}-Te^{-\frac{t}{T}}\right)+\vartheta_s \tag{18}$$

în care apar ambele constante de timp T_i și T.

Ca verificare, în cazul condițiilor de limită rezultă la $t=0$, $\vartheta=\vartheta_i$, iar la $t=\infty$, $\vartheta=\vartheta_s$.

În cazul acționărilor obișnuite T_i și T au următoarele valori :

$$T_i=15 \text{ min} — 5 \text{ ore}$$

$$T=0 — 10 — (20) \text{ s}$$

Examinînd ecuația (18) în lumina valorilor lui T și T_i se constată că :

$$Te^{-\frac{t}{T}} \ll T_i e^{-\frac{t}{T_i}} \quad \text{și} \quad \frac{T_i}{T_i-T}\approx 1$$

și ca urmare, ecuația (18) revine la forma (4).

Rezultatul obținut arată că în ipotezele admise procesul de încălzire al motorului nu este influențat de constanta electromecanică de timp T. Acest rezultat concordă cu constatările ce decurg din ecuațiile (4) și (10) și anume că dezvoltarea căldurii în motor sub influența cuplului static rezistent ajunge mult mai repede la o valoare staționară Q_s decît încălzirea la temperatura staționară ϑ_s care corespunde lui Q_s. Solicitarea termică a motorului este deci determinată de încărcarea mecanică caracterizată prin cuplul static rezistent M_s din ecuația (8) în care apare constanta electromecanică de timp T, în schimb procesul de încălzire decurge mult mai lent decît cel electromecanic și anume după ecuația (4) și depinde de constanta de timp a încălzirii T_i. Cu alte cuvinte, se evidențiază și în acest fel că capacitatea sau inerția termică a motoarelor electrice este mult mai mare decît capacitatea sau inerția lor electromecanică.

BIBLIOGRAFIE

1. Brașovan M., *Acționări electromecanice*. Editura didactică și pedagogică. București, 1967.
2. Seracin E., O metodă nouă pentru calculul acționărilor electrice cu mecanism bielă-manivelă. Electrotehnica 14 (1966) nr. 6.

СВЯЗЬ МЕЖДУ РАЗВИВАЕМЫМ МОМЕНТОМ И НАГРЕВАНИЕМ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ ПРИ ПЕРЕМЕННОЙ НАГРУЗКЕ

(РЕЗЮМЕ)

В работе выявляется, в математической форме, связь между процессом теплообразования и нагреванием электродвигателей при переменной нагрузке. Подтверждается, что в случае приводов с ударной нагрузкой, благодаря большой теплоемкости электродвигателей, процесс теплообразования происходит быстрее процесса их нагревания.

DER ZUSAMMENHANG ZWISCHEN DEM DREHMOMENT UND DER ERWÄRMUNG DER ELEKTRISCHEN MOTOREN BEI VERÄNDERLICHER LAST

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird der Zusammenhang zwischen der Wärmeerzeugung und der Erwärmung der veränderlich belasteten elektrischen Motoren in mathematischer Form abgeleitet. Es wird dabei zugestimmt, dass auf Grund der grossen Wärmekapazität der elektrischen Motoren die Wärmeerzeugung in den Stossantriebsmotoren viel rascher vor sich geht als der Erwärmungsprozess der Motoren.

VOLTMETRU CIFRIC PENTRU TENSIUNI CONTINUE FOARTE ÎNALTE PE BAZA EFECTULUI POCKELS *

DE

E. POP

1. INTRODUCERE

În ultimul timp instrumentele de măsurat cifrice se răspîndesc din ce în ce mai mult datorită avantajelor pe care le prezintă în comparație cu instrumentele obișnuite cu citire directă și anume obiectivitatea citirii, ușurința înregistrării rezultatelor, posibilitatea transmiterii la distanță a rezultatelor măsurătorilor sub formă de cod fără introducerea unui nou traductor și deci fără scăderea preciziei, conectarea lor directă la calculatoare numerice sau la alte mijloace de automatizare ca și uneori precizie mai ridicată.

Aceste avantaje sînt atît de importante încît costul mult mai ridicat al instrumentelor cifrice nu reprezintă o piedică în răspîndirea lor. În domeniul tensiunilor foarte înalte, există posibilitatea utilizării unor voltmetre cifrice obișnuite conectate la divizoare sau transformatoare de tensiune corespunzătoare. Nu a fost construit încă nici un instrument cifric care să poată fi conectat direct la înaltă tensiune, deoarece toate traductoarele analog-cod folosite pînă acum lucrează la tensiuni joase.

Realizarea unui traductor analog-cod care să poată fi conectat direct la înaltă tensiune este posibilă însă pe baza efectului Pockels.

Se știe că anumite substanțe pot deveni, sub acțiunea unui cîmp electric, optic active astfel încît un fascicol de lumină polarizată liniar, care le traversează, devine polarizat eliptic și deci fluxul luminos printr-un polaroid plasat la ieșire va fi funcție de intensitatea cîmpului electric. Măsurarea acestui flux luminos, cu mijloace fotoelectrice, a fost propusă pentru construirea unor voltmetre pentru tensiuni continue de ordinul MV [1], folosind efectul Kerr electro-optic la gaze sub presiune (CO_2). Avantajul acestei metode constă, după părerea autorului ei, în simplitate.

---

* Lucrarea a fost comunicată la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Timișoara la data de 19 martie 1966.

Ea continuă să fie însă o metodă analogă și efectul Kerr, din cauza valorii sale mici, nici nu poate fi folosit pentru construirea unui traductor analog-cod. Efectul Pockels are la unele cristale feroelectrice valori destul de ridicate ceea ce-l face propriu pentru realizarea unor astfel de traductoare.

2. PRINCIPIUL METODEI

Dacă un fascicol de lumină polarizată liniară trece de-a lungul axei optice c a cristalului, în lipsa unui cîmp electric el se propagă nemodificat.

Dacă aplicăm o tensiune electrică tot pe direcția axei c, atunci are loc o modificare diferită a indicilor de refracție după axele a și b și ca urmare apare fenomenul de birefrigență. Dacă direcția de vibrație a vectorului D este OP (fig. 1), atunci cele două componente după axele a și b, $D\cos\theta$ și $D\sin\theta$, se vor propaga cu viteze diferite, la ieșirea din cristal rezultînd o diferență de fază între ele, notată cu φ. Prin compunerea acestor două vibrații, la ieșirea din cristal se obține lumină polarizată eliptic, vectorul D avînd azimutul dat de expresia :

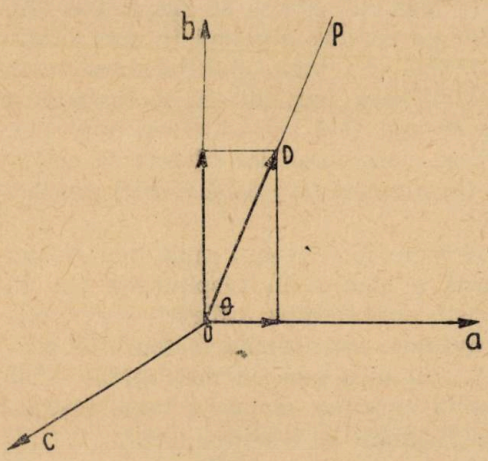


Fig. 1

$$\operatorname{tg}\psi = \frac{D\sin\theta\cdot\cos\omega t}{D\cos\theta\cdot\cos(\omega t-\varphi)} = \operatorname{tg}\theta\cdot\frac{1}{\cos\varphi+\operatorname{tg}\omega t\cdot\sin\varphi}.$$

Pentru cazul în care $\varphi = K\pi$, azimutul este independent de timp, deci lumina este liniar polarizată, planul de polarizare coincizînd cu planul luminii incidente ($\psi=\theta$), dacă

$$\varphi = 2K\pi$$

sau fiind rotit cu un unghi 2θ ($\psi=-\theta$) dacă

$$\varphi = (2K+1)\pi \qquad (1)$$

Situația cea mai avantajoasă se prezintă pentru cazul în care $\theta=\frac{\pi}{4}$ și deci cele două planuri de polarizare sînt rotite cu $\frac{\pi}{2}$. Această rotire poate fi ușor sesizată cu ajutorul unui polaroid, prin care fluxul luminos, pentru una din direcții devine nul. Un circuit fotoelectric va produce în acest moment un impuls. Perioada de repetiție a fenomenului rezultă din relația (1), egală cu 2π.

Între tensiunea aplicată cristalului U și diferența de fază există relația [2]

$$\frac{\varphi}{2\pi} = \frac{n^3 r_{63}}{\lambda} U \qquad (2)$$

unde n este indicele ordinar de refracție, λ lungimea de undă în aer, iar r_{63} coeficientul electrooptic al cristalului liber (fără tensiune mecanică).

Din relația (2) se calculează valoarea tensiunii care produce prima rotire a planului de polarizare cu $\pi/2$ ($\varphi = \pi$), numită tensiune de semiundă

$$U_{\lambda/2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda}{n^3 \cdot r_{63}} \cdot \tag{3}$$

Întrucît perioada fenomenului este 2π, se va obține aceeași poziție a planului de polarizare și deci impulsuri la o variație a tensiunii egală cu $2 \cdot U_{\lambda/2}$.

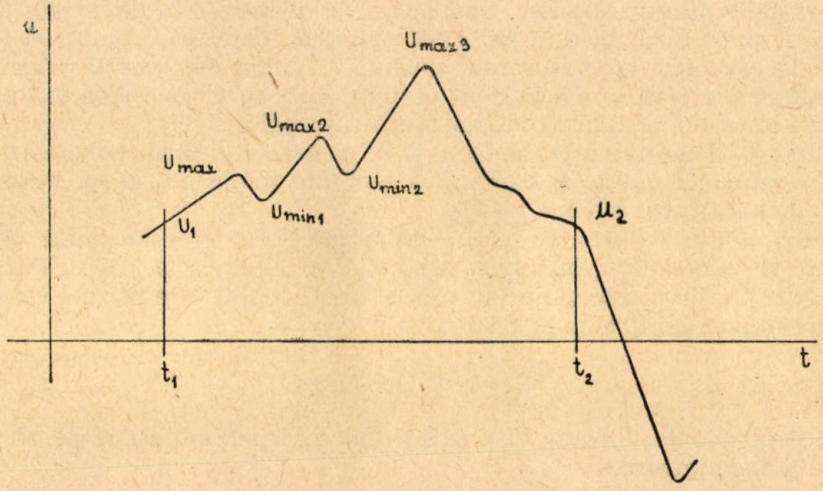


Fig. 2.

Dacă variația totală a tensiunii într-un interval oarecare de timp, $t_2 - t_1$, se notează cu ΔU, atunci pe baza fig. 2 se poate scrie

$$\Delta U = (u_{max_1} - u_1) + (u_{max_1} - u_{min_1}) + (u_{max_2} - u_{min_1}) + \\ + (u_{max_2} - u_{min_2}) + \ldots + (u_{max\,n} - u_2).$$

În general

$$\Delta U = 2 \sum u_{max\,i} - 2 \sum u_{min\,i} - u_1 - u_2 \tag{4}$$

și numărul de impulsuri care se obține va fi

$$n = \frac{\Delta U}{2U_{\lambda/2}}.$$

Este deci de remarcat faptul că numărul de impulsuri obținut este o măsură a variației tensiunii, definită conform relației (4) și deci nu poate fi folosit pentru determinarea unei anumite valori a tensiunii (momentană, maximă etc.). Pentru obținerea valorii momentane este necesar ca impulsurile produse la creșterea tensiunii să fie adunate iar cele de la scăderea

tensiunii, scăzute. Pentru obținerea valorii maxime va trebui ca să se adune numai impulsurile produse de tensiuni care depășesc pe cele anterioare. Deci în toate cazurile este necesară o anumită schemă logică care să comande numărătorul. Una din funcțiunile principale ale acestei scheme este sesizarea sensului de variație a tensiunii. Pentru aceasta s-ar putea conecta un element de circuit în serie cu cristalul, care reprezintă o capacitate, și căderea de tensiune pe acest element să fie folosită în acest scop. Metoda are inconvenientul că leagă galvanic schema logică de măsură cu circuitul tensiunii înalte de măsurat ceea ce o face aplicabilă numai în cazul în care se măsoară tensiunea față de pămînt și deci elementul suplimentar poate fi legat cu o bornă la pămînt și ales în așa fel încît căderea de tensiune pe el să fie suficient de mică. Mai apare de asemenea o dificultate legată de faptul că în cazul în care pot exista variații foarte rapide, dar și foarte lente, de exemplu la măsurarea tensiunilor continue, această cădere de tensiune ar varia în limite extrem de largi ceea ce ar complica extrem de mult utilizarea ei, pentru comandarea schemei logice.

Din aceste motive este de dorit să se comande întreaga schemă numai pe cale optică, în acest fel existînd o separare totală galvanică între tensiunea de măsurat și schema logică.

Dacă lumina, devenită eliptic polarizată prin trecerea prin cristal, străbate și un analizor, presupus ideal, fluxul luminos la ieșirea din analizor va fi [3], dacă planul de vibrație al analizorului este paralel cu cel al analizorului de la intrarea în cristal,

$$\Phi_1 = \frac{1}{2}\Phi_0(1+\cos\varphi)$$

iar dacă planul de vibrație al analizorului este perpendicular pe al polarizorului de la intrare,

$$\Phi_2 = \frac{1}{2}\Phi_0(1-\cos\varphi).$$

În fig. 3 sînt reprezentate grafic cele două variații

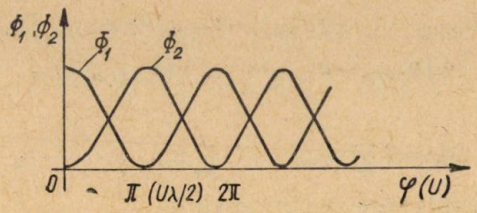


Fig. 3.

Cele două fluxuri sînt egale dacă

$$1+\cos\varphi = 1-\cos\varphi$$

adică

$$\varphi = \frac{\pi}{2} \pm K\pi. \qquad (5)$$

Această situaţie poate fi folosită pentru producerea unor impulsuri cu ajutorul unor circuite fotoelectrice acţionate simultan de cele 2 fluxuri. Evident, pentru aceasta este necesar ca la ieşirea cristalului să fie plasaţi unul lîngă altul, doi polaroizi cu direcţii de vibraţie perpendiculare, fluxul prin fiecare polarizor căzînd pe un element fotoelectric separat. Întrucît egalitatea fluxurilor nu depinde de Φ_0, adică de stabilitatea sursei de lumină, impulsurile obţinute sînt foarte adecvate pentru a fi folosite la măsurarea tensiunii. Perioada fenomenului fiind π (5), variaţia de tensiune la care se obţine un impuls este $U_{\lambda/2}$ deci sensibilitatea schemei este dublă faţă de cazul precedent. Dacă se mai produc impulsuri şi la $\Phi_1 = 0$ şi la $\Phi_2 = 0$ atunci după ordinea în care ele apar se poate determina semnul de variaţie a tensiunii.

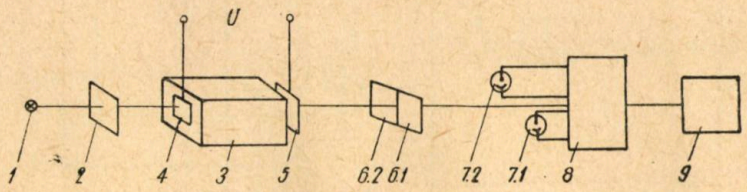


Fig. 4.

Prin urmare schema de principiu a unui voltmetru cifric bazat pe efectul Pockels trebuie să conţină elementele din fig. 4. Aici s-au folosit următoarele notaţii : *1* sursa de lumină monocromatică, *2* polarizorul, *3* cristalul fotoelectric, *4* şi *5* electrozi semitransparenţi la care se aplică tensiunea de măsurat *6.1* şi *6.2* polaroizi analizori cu planurile de vibraţie perpendiculare, *7.1* şi *7.2* elemente fotoelectrice, *8* schema logică, *9* numărătorul.

Schema logică diferă evident în funcţie de tipul de voltmetru construit.

3. VOLTMETRU DE CURENT CONTINUU

La măsurarea unei tensiuni continue în serie cu cristalul, care formează o capacitate, se conectează o rezistenţă astfel aleasă încît la variaţii rapide ale tensiunii de măsurat (de exemplu la conectare), procesele tranzitorii pe cristal să aibă o durată suficient de lungă pentru a putea fi urmărite de schema fotoelectrică. Polaroizii *6.1* şi *6.2* sînt astfel aşezaţi încît să rezulte variaţia fluxurilor luminoase din fig. 3.

Schema logică pentru comandarea numărătorului este prezentată în fig. 5.

Fotoelementele comandă nişte discriminatoare Schmitt care produc impulsuri în funcţie de iluminarea fotocelulelor în felul următor : S_1 la $\Phi_1 = 0$, S_2 la $\Phi_2 = 0$ şi S_3 la $\Phi_1 = \Phi_2$. Înainte de conectarea tensiunii de măsurat schema se pune în poziţia iniţială cu ajutorul unei tensiuni aplicate printr-un buton la borna *A*. Prin aceasta triggerul T_4 trece în poziţia

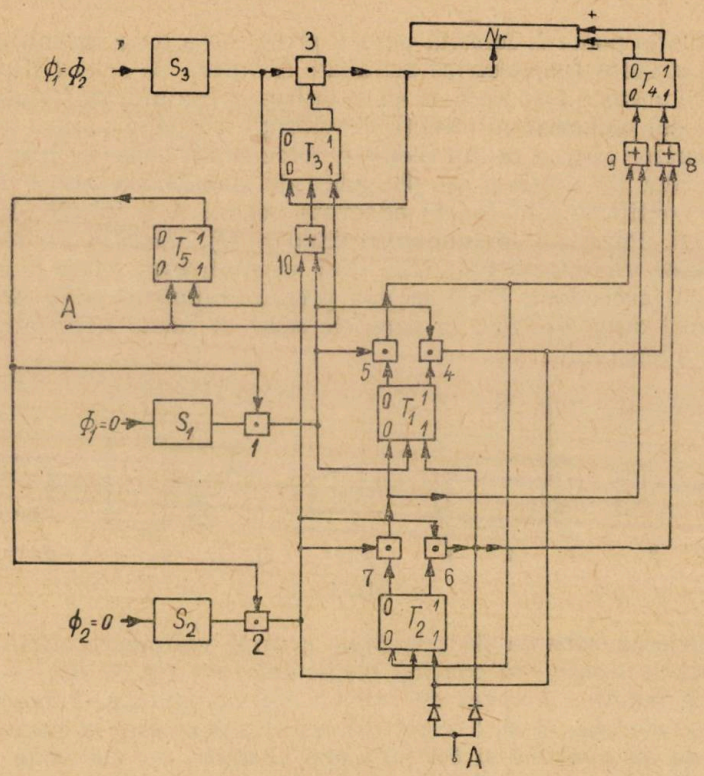


Fig. 5.

în care comandă ca numărătorul reversibil Nr să adune, triggerele T_1, T_2 și T_3 deblochează circuitele „ȘI" respective *4*, *6*, *3* iar T_5 blochează circuitele „ȘI" *1* și *2*.

Dacă se conectează tensiunea de măsurat, tensiunea pe cristal crește exponențial. Primul impuls care acționează în schemă este cel dat de S_3. El trece prin „ȘI" *3* și ajunge la numărător, care-l adună. În același timp el basculează pe T_3 în poziția în care blochează pe „ȘI" *3* iar pe T_5 în poziția de deblocare a circuitelor „ȘI" *1* și „ȘI" *2*. Din fig. 3 rezultă că la creșterea în continuare a tensiunii ordinea în care descriminatoarele produc impulsuri este următoarea S_1 (la $\Phi_1=0$) S_3 (la $\Phi_1=\Phi_2$), S_2 (la $\Phi_2=0$) S_3 etc. Impulsul produs de S_1 trece pe T_4 pe adunare prin „ȘI" *4* și „SAU" *8* pe T_2 în poziția de deblocare a lui „ȘI" *6* pe T_1 în poziția de deblocare a lui „ȘI" *5* iar pe T_3 prin „SAU" *10* în poziția de deblocare a lui „ȘI" *3*. Se presupune că timpul de basculare a triggerelor este suficient de lung ca impulsurile să poată trece prin circuitele „ȘI" care sînt deblocate în starea dinainte de comandarea triggerelor. Următorul impuls, dat de S_3 poate deci trece prin „ȘI" *3* și este adunat. El blochează ca mai sus pe „ȘI" *3* prin T_3. Cînd $\Phi_2=0$ produce impuls S_2. El trece prin „ȘI" *6* „SAU" *8* punînd pe T_4 în poziția de comandă a adunării și pe T_1 în poziția

de deblocare a lui „ȘI“ *4*. În același timp el comandă trecerea lui T_2 în cealaltă poziție în care „ȘI“ *7* este deblocat și bascularea lui T_3 prin „SAU“ *10* pentru deblocarea lui „ȘI“ *3*.

Funcționarea se repetă la fel, periodic, atît timp cît tensiunea pe cristal crește. Din fig. *3* se observă că S_3 produce impulsuri la intervale egale cu $U_{\lambda/2}$ deci numărul de impulsuri obținut este $\frac{\Delta U}{U_{\lambda/2}}$ adică dublu față de cazul cînd s-ar număra impulsurile obținute la extincția luminii printr-un polarizor. Dacă tensiunea începe să scadă, funcționarea va fi diferită după valoarea de la care începe scăderea. Dacă scăderea începe de la o valoare a tensiunii pentru care S_3 a furnizat un impuls, dar încă nu s-a ajuns ca $\Phi_1=0$ sau $\Phi_2=0$ atunci „ȘI“ *3* este blocat. Admitem de exemplu că anterior lui S_3 a produs impuls S_2. La trecerea tensiunii prin valoarea în care a produs impulsul la S_3 acesta dă un nou impuls, dar „ȘI“ *3* fiind blocat, el nu este numărat. Tensiunea scăzînd în continuare, S_2 va produce următorul impuls. „ȘI“ *7* fiind deblocat de către T_2 impulsul trece prin el și basculează pe T_4 în poziția în care comandă scăderea. Sînt basculate de asemenea triggerele T_1 și T_2 astfel încît pentru impulsul următor vor fi deblocate circuitele „ȘI“ *5* și „ȘI“ *6*. Același impuls dat de S_2 basculează și pe T_3 care deblochează pe „ȘI“ *3* astfel încît noul impuls dat de S_3 trece în numărător și se scade. Urmează funcționarea lui S_1 similar cu cea a lui S_2 și apoi totul se repetă ciclic.

Dacă scăderea tensiunii începe după ce unul din discriminatoarele S_1 sau S_2 au funcționat, de exemplu S_2, atunci același discriminator, S_2, furnizează un nou impuls care blochează pe „ȘI“ *3* prin T_3 trece pe T_4 pe poziția de scădere, pe T_1 și T_2 în poziția de deblocare a circuitului „ȘI“ *5* respectiv „ȘI“ *6*. În continuarea scăderii tensiunii impulsul dat de S_3 nu va putea trece, deci s-a ajuns în situația discutată anterior.

Schema logică din fig. *5* asigură o funcționare corectă și în cazul în care tensiunea prezintă oscilații în jurul unei anumite valori. De exemplu dacă oscilațiile apar în jurul unei tensiuni egale cu aceea care realizează $\Phi_1=\Phi_2$ discriminatorul S_3 va produce impulsuri repetate, dar numai primul va fi numărat pentru că „ȘI“ *3* rămîne în continuare blocat pînă cînd nu funcționează S_1 sau S_2.

Dacă oscilațiile apar în jurul valorii tensiunii care produce $\Phi_1=0$ sau $\Phi_2=0$ atunci are loc o funcționare repetată a discriminatorului respectiv S_1 sau S_2. La un număr impar de basculări situația se va prezenta ca și cum S_1 respectiv S_2 ar fi funcționat o singură dată, deci similar funcționării schemei la variația tensiunii într-un singur sens, iar la un număr par de basculări ca și cum s-ar fi produs inversarea sensului de variație a tensiunii, deci în ambele cazuri se ajunge la situațiile discutate anterior.

Întrucît primul impuls dat de S_3 se obține la o tensiune egală cu $\frac{U_{\lambda/2}}{2}$ eroarea de cuantificare este de $\pm\frac{U_{\lambda/2}}{2}$ (deci un jumătate de impuls) cu toate că un impuls corespunde la $U_{\lambda/2}$.

La alegerea cristalului pentru realizarea traductorului analog-cod, trebuie să se țină seama de valoarea tensiunii de semiundă $U_{\lambda/2}$ În tabelul 1 sînt redate după [6] valorile $U_{\lambda/2}$ pentru cîteva cristale

Tabelul 1

Cristalul $U_{\lambda/2}$ pentru λ=5461 Å, în kV

$NaClO_3$	200
ZnS	12,4—9,3
$NH_4H_2PO_49$	9,6
KH_2PO_4	7,5
KD_2PO_4	3,4
KH_2AsO_4	6,2
RbH_2PO_4	7,3

În funcție de domeniul pentru care se construiește voltmetrul se alege cristalul corespunzător astfel ca eroarea de cuantificare $\frac{1}{2} U_{\lambda/2}$ să fie sub limita admisă. Cu valorile din tabelul 1 rezultă că aceste cristale pot fi folosite pentru tensiuni de ordinul *MV*. Cele mai mici domenii se pot obține cu cristalele de KD_2PO_4 și KH_2PO_4.

Cristalul trebuie să aibă o astfel de lungime încît cîmpul electric maxim în cristal să fie sub limita la care fenomenele sînt încă liniare. După măsurătorile de polarizare efectuate de Baumgartner și reproduse în [2] pentru KH_2PO_4 rezultă (fig. 6) că începînd de la temperaturi cu cîteva

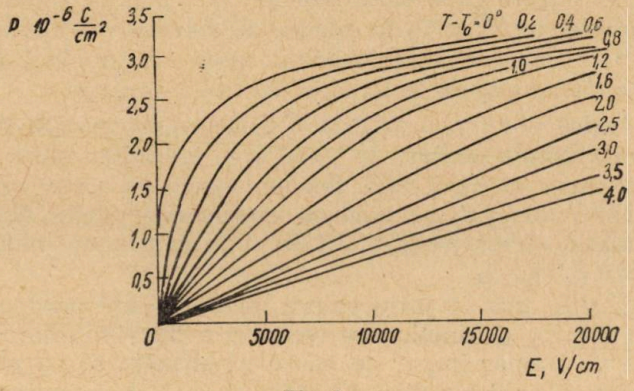


Fig. 6.

grade peste punctul Curie fenomenele sînt liniare pînă la cîmpuri de ordinul zecilor de kV/cm. Măsurători directe asupra proprietăților electrooptice ale cristalelor de KH_2PO_4 n-au fost făcute decît pentru cîmpuri mai puțin intense. Rezultatele obținute de Zwicker și Scherer [2] sînt redate în fig. 7. Compararea rezultatelor din fig. 6 și fig. 7 confirmă concluzia că fenomenele electrooptice sînt determinate de polarizarea cirstalului și deci

se pot extrapola rezultatele din fig. 7 și pentru cîmpuri mai intense, pe baza datelor din fig. 6. Prin urmare din punctul de vedere al proprietăților electrooptice se poate lucra cu cîmpuri de ordinul 30 kV/cm și deci dimensiunile cristalului se vor alege în funcție de rigiditatea dielectrică a ansamblului construcției traductorului.

Deoarece este greu să fie crescute cristale cu lungime de zeci de cm. traductorul va fi executat din mai multe cristale puse în prelungire. Deoarece repartiția tensiunii ar fi influențată foarte puternic de prezența unui alt dielectric între cristale, se depun pe capetele cristalelor pături subțiri al Al sau Ag, prin vaporizare în vid, între care se stabilesc apoi legături electrice. În acest fel în spațiul dintre cristale cîmpul electric este nul și deci tensiunea se repartizează numai pe cristale.

Conducerea luminii la cristal și de la cristal se poate face în modul cel mai convenabil prin fibre de sticlă [4] ceea ce permite ca diferitele părți ale instalației optice să nu se găsească în apropierea electrozilor de înaltă tensiune, asigurîndu-se în acest fel o izolare perfectă.

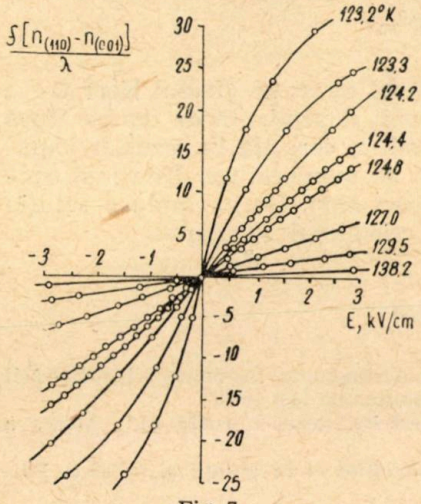


Fig. 7.

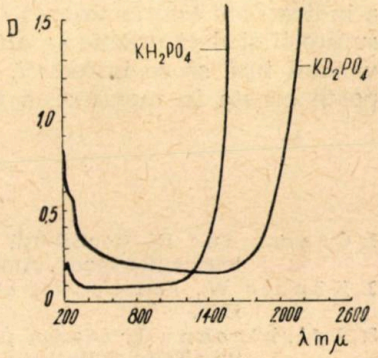


Fig. 8.

Sursa de lumină monocromatică se alege cu o lungime de undă la care absorbția cristalului folosit să fie minimă. În fig. 8 este redată după [5] densitatea optică a cristalelor KD_2PO_4 și KH_2PO_4 la temperatura camerei.

În domeniul cu transmitanța maximă lungimea de undă folosită se poate alege astfel încît să se obțină o anumită valoare pentru tensiunea de semiundă $U_{\lambda/2}$ (3).

Coeficientul electrooptic r_{63} depinde de temperatură după legea Curie-Weiss :

$$r_{63} = \frac{A}{T - T_c}$$

unde T_c este temperatura Curie, iar constanta A are pentru KH_2PO_4 și KD_2PO_4 valoarea (1,7—1,82) 10^{-9} mK/v.

Rezultă că și tensiunea de semiundă $U_{\lambda/2}$ (3) este funcție de temperatură

$$U_{\lambda/2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda}{n^3 A}(T - T_c) \tag{6}$$

și prin urmare indicația voltmetrelor bazate pe efectul Pockels este dependentă de temperatură. Pentru a aprecia ordinul de mărime al acestei dependențe se consideră cazul utilizării cristalului KH_2PO_4 care are $T_c = 122$ °K și se admite drept temperatură de referință $T = 293$ °K. Variația relativă a tensiunii de semiundă și deci a numărului de impulsuri obținut va fi

$$\frac{\Delta U_{\lambda/2}}{U_{\lambda/2}} = -\frac{\Delta n}{n} = \frac{\Delta T}{T - T_c} = \frac{\Delta T}{171}$$

La o modificare de 10 °C a temperaturii cristalului rezultă

$$\frac{\Delta U_{\lambda/2}}{U_{\lambda/2}} 100 \approx 5{,}8\%.$$

În aceleași condiții de temperatură voltmetrul bazat pe efectul Kerr are o modificare a indicațiilor de 6,3% [1]. Întrucît dependența de temperatură a indicațiilor este cunoscută, se poate introduce corecția în rezultatul măsurătorii și deci practic se elimină eroarea de temperatură. Este mai convenabil însă să se introducă scheme în acest scop. De exemplu o soluție poate consta în menținerea temperaturii cristalului constantă.

BIBLIOGRAFIE

1. Cramariuc R., Contribuții teoretice și experimentale în domeniul măsurării tensiunilor înalte. Autoreferat. Inst. politehnic Iași 1964.
2. Känzig W., *Ferroelectrics and Antiferroelectrics*, (trad. l. rusă) I.I.L. Moscova 1960.
3. Agîrbiceanu I., *Lumina polarizată și aplicațiile ei în știință și tehnică*. Editura Tehnică București 1956.
4. Novotny G. V., Fiber Optics for Electronics Engineers Electronics June 1, 1962, pp. 37—42.
5. Sliker T. R., Burlage S. R., Some Dielectric and Optical Properties of KD_2PO_4. J. of App. Physics. vol. 34, Nr. 7 July 1963. pp. 1837—1840.
6. Am. Inst. of. Physics Handbook Mc. Graw Hill 1963.

ЦИФРОВОЙ ВОЛЬТМЕТР ДЛЯ ОЧЕНЬ ВЫСОКИХ ПОСТОЯННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ, ОСНОВЫВАЮЩИЙСЯ НА ЭФФЕКТЕ ПОКЕЛЬСА

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается возможность использования эффекта Покельса для конструкции датчика аналог-код, который можно было бы подключать непосредственно к очень высоким напряжениям. Дается принци-

пиальная схема цифрового вольтметра основанного на этом эффекте, а также логическая схема управления реверсивного счётчика, показывающего величину напряжения. Таким образом можно построить вольтметры для напряжений порядка мгв.

VOLTMÈTRE NUMÉRIQUE POUR DE TRÈS HAUTES TENSIONS CONTINUES, BASÉ SUR L'EFFET POCKELS

(RÉSUMÉ)

Dans cet ouvrage on étudie la possibilité d'utiliser l'effet Pockels pour réaliser un traducteur analogue-code qui puisse être connecté directement à de très hautes tensions, on présente le schéma de principe d'un voltmètre numérique basé sur cet effet, ainsi que le schéma logique de commande du compteur réversible qui indique la valeur de la tension. On peut réaliser de tels voltmètres pour des tensions de l'ordre de grandeur MV.

STUDIUL UNUI SISTEM DE REGLARE A NIVELULUI CU ELEMENTE FĂRĂ CONTACTE MOBILE *

DE

D. TEODORESCU, GH. TOACȘE

În ultimul timp în tehnica sistemelor de comandă și reglare automată există tendința de a se înlocui elementele de comutație cu contacte cu elemente cu comutație statică, avantajele prezentate de acestea fiind evidente, din punct de vedere al siguranței în funcționare.

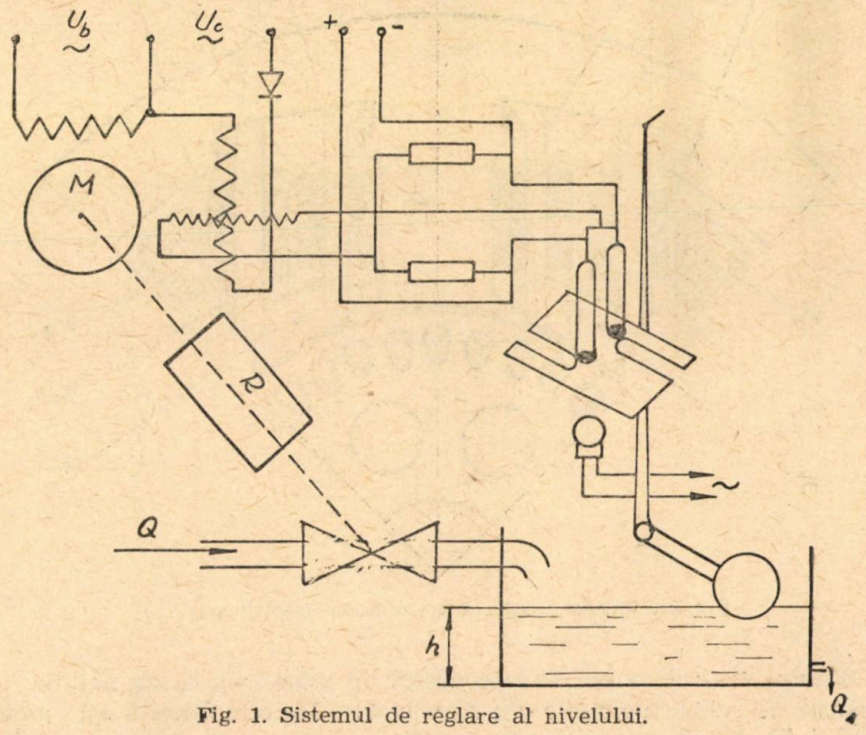


Fig. 1. Sistemul de reglare al nivelului.

* Lucrare comunicată la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. din 19—20 martie 1966.

Sistemul care face obiectul lucrării aparține acestei categorii de sisteme automate fără contacte mobile. Din schema de principiu redată în fig. 1, reiese că sistemul considerat este neliniar, cu caracteristică discontinuă de tip releu, folosind un servomotor amplificator ca element de execuție comandat direct din traductoarele optice (fotodiode).

Lucrarea are ca scop studierea comportării sistemelor de acest fel, în vederea aplicării lor pe scară industrială pentru reglarea nivelelor în special în industria chimică. Neexistînd nici un contact mobil sistematic poate funcționa în medii chimice nocive (pericol de explozie, eroziunea contactelor etc.). Un avantaj important al acestui sistem rezultă prin faptul că față de un sistem obișnuit reduce numărul de elemente din bucla de reglare, înlătură amplificatorul. Amplificatorul și elementul de execuție formează un singur element fizic care are forma constructivă din fig. 2, dimensiunile fiind mult mai mici decît ale elementelor înlocuite.

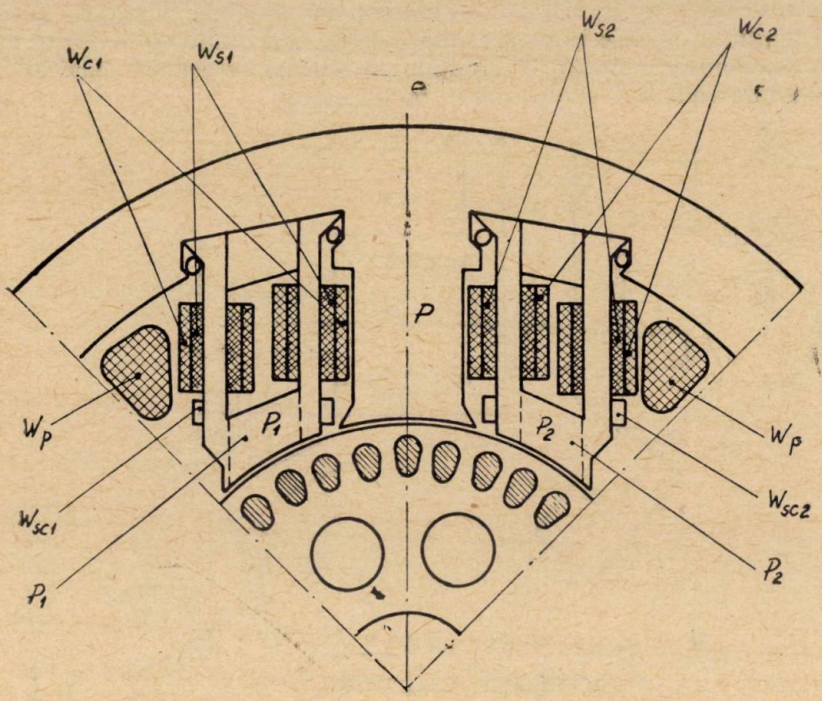


Fig. 2. Secțiune printr-un servomotor amplificator.

Studiul acestui sistem se face destul de dificil din cauza neliniarității introdusă de releul magnetic din servomotor. Metoda folosită este metoda planului fazelor, care este foarte practică pentru acest sistem în vederea studiului comportării în regim staționar și pentru determinarea parametrilor procesului reglat.

Elementul de comparație și traductor, al sistemului este compus dintr-o punte simplă, fig. 3 care are pe două brațe două fotodiode tip PHG 1 cu lentilă. Iluminarea acestora este comandată de către o plăcuță obturatoare acționată de un plutitor. Caracteristica statică, determinată experimental are expresia $Ic^{[\mu A]} = 1{,}03 \cdot 10^3$ H [mm]. Această caracteristică prezintă si-

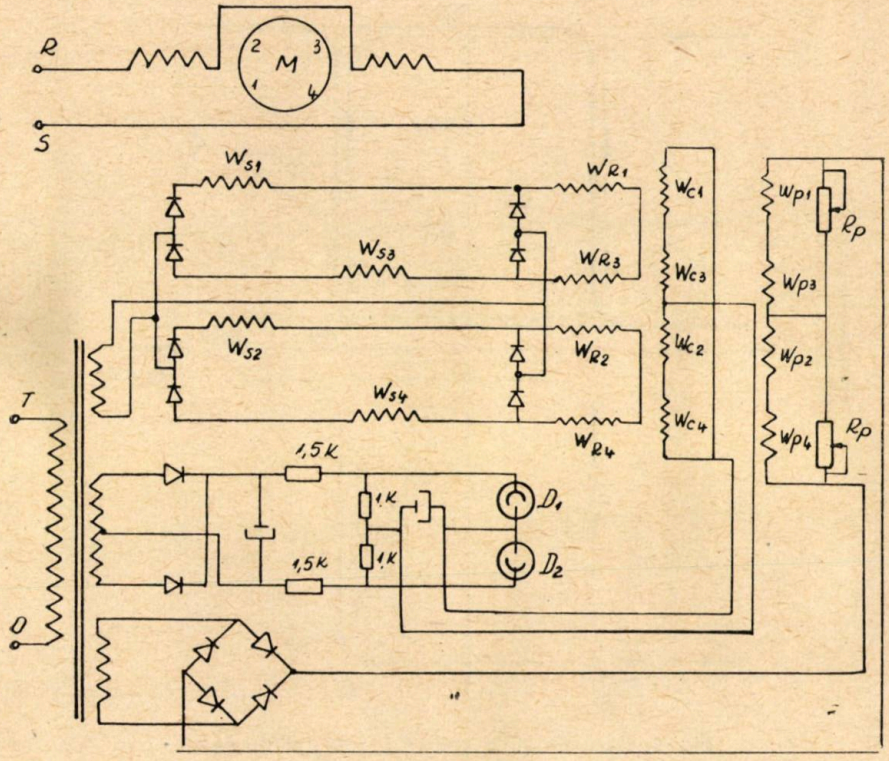


Fig. 3. Schema de conexiuni a sistemului de reglare.

metric față de nivelul prescris (zero) și saturație la $Ic = \pm 1{,}2$ mA (una din fotodiode este obturată complet). În lucrare traductorul se consideră element linear deoarece, elementul următor, releul magnetic basculează la $Ic = 0{,}1$ mA $< 1{,}2$ mA.

Elementul de amplificare, în două etaje, este format de amplificatorul magnetic autosaturat fig. 3 cu reacție pozitivă inclus în servomotor [1]. Fiecare pol principal P, fig. 2, este încadrat de doi poli auxiliari $P1$ și $P2$ $P1$ și $P2$ purtînd spire de scurtcircuit W_{SC1}, W_{SC2}. Pe polii auxiliari sînt plasate bobinele amplificatorului magnetic, adică bobinele de comandă

principale W_{S1}, W_{S2} și bobinele de comandă auxiliare W_{C1}, W_{Cs}. Bobinele de comandă principale, auxiliară și de reacție W_{R1}, W_{R2} sînt conectate în schemă de releu magnetice. Caracteristicile statice ale releelor magnetice de pe poli P_1 și P_2 sînt reprezentate în fig. 4.

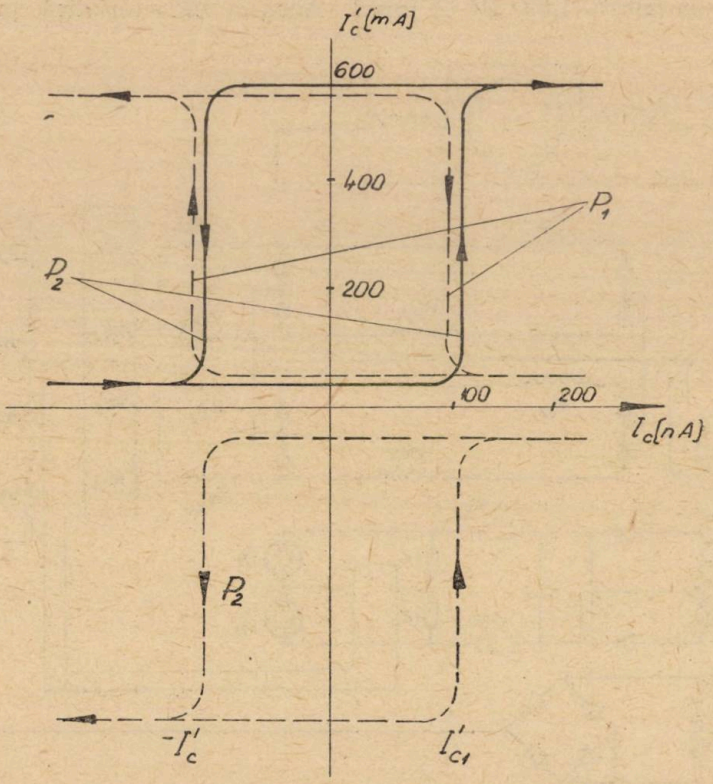


Fig. 4. Caracteristica statică a releului magnetic.

Cuplul de pornire este orientat de la polul auxiliar saturat spre polul auxiliar nesaturat. Inversarea sensului de rotație se obține provocînd creșterea amperspirelor polului auxiliar nesaturat și scăderea lor în polul auxiliar fost saturat, ceea ce duce la o altă repartizare a componentei directe și inverse a cuplului.

Caracteristica statică a releului de pe polul auxiliar P_2 se rabate în jurul axei absciselor pentru a se putea scrie caracteristicile statice, în sens crescător.

$$I'_c = -60 \text{ mA pentru } I_c < I_{c1} = 0{,}1 \text{ mA.}$$

$$I'_c = +600 \text{ mA pentru } I_c > I_{c1} = 0{,}1 \text{ mA}$$

în sens descrescător

$$I'_c = +600 \text{ mA pentru } I_c > -I_{c1} = 0{,}1 \text{ mA}$$

$$I'_c = -600 \text{ mA pentru } I_c < -I_{c1} = 0{,}1 \text{ mA}.$$

Servomotorul amplificator are un coeficient de amplificare în putere $Kp = 10^4 \div 10^5$.

Motorul este cu rotor pahar pentru a avea constante de timp mici 0,01÷0,1 sec [2]. Ecuația acestui element integrator este

$$\theta^{[°/sec]} = 26{,}21\, I'^{[A]}_c$$

incluzîndu-se în elementul integrator și reductorul cu un coeficient de reducere 240. Organul de reglare, în ventil cu cep are o caracteristică ce poate fi considerată proporțională.

$$Q^{[m^3/sec]} = 0{,}26 \cdot 10^{-6}\, \theta^{[0]}$$

Funcția de transfer a obiectului automatizat (rezervor) determinată experimental este

$$W_{r(p)} = \frac{Kr}{1 + pTr} = \frac{3{,}42 \cdot 10^3}{(1 + 340p)}$$

În fig. 5 este dată schema structurală a sistemului de reglare a nivelului.

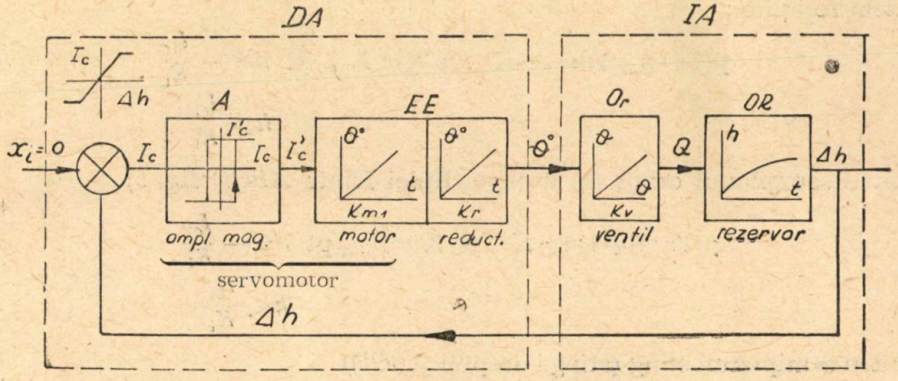


Fig. 5. Schema structurală a sistemului.

B. PLANUL FAZELOR [4]

Ipotezele care se fac și care corespund exactității care se urmărește prin acest studiu sînt :

— se neglijează constantele de timp ale amplificatorului magnetic și motorului [2] (în raport cu ale obiectului reglat) ;

— elementul de comparație pe porțiunea folosită se consideră linear.

Ecuațiile elementelor din schema structurală sînt obiectul reglat

$$Tr\frac{dh}{dt}+h=KrQ. \tag{1}$$

Ventil

$$Q=Kr\theta \tag{2}$$

motor plus reductor

$$\frac{d\theta}{dt}=KmI'_c \tag{3}$$

amplificator magnetic sens crescător

$$\begin{aligned} I'_c&=-I'_{max}\ \text{pt}\ I_c<I_{1c}\\ I'_c&=+I'_{max}\ \text{pt}\ I_c>I_{1c}\end{aligned} \tag{4}$$

sens descrescător

$$\begin{aligned} I'_c&=+I'_{max}\ \text{pt}\ I_c>-I_{1c}\\ I'_c&=-I'_{max}\ \text{pt}\ I_c<-I_{1c}\end{aligned} \tag{4'}$$

comparator

$$I_c=K_{1h}. \tag{5}$$

În conformitate cu ecuațiile elementelor lineare și a elementului neliniar pentru sensul crescători și descrescători al nivelului rezultă pentru sistem relațiile :

$$p(Tr\cdot p+1)h=-Kr\ Kv\ Km\ I_{max}\ \text{pt.}\ h>-\frac{I_{1c}}{K_1} \tag{6}$$

$$h>\frac{I_{c1}}{K_1}$$

pentru semiplanul drept (în dreapta liniei frînte *ABCD* fig. 5)

$$p(Tr\cdot p+1)h=Kr\ Kv\ Km\ I_{max}\ \text{pt.}\ h<-\frac{I_{c1}}{K_1} \tag{7}$$

$$h<\frac{I_{c1}}{K_1}$$

pentru semiplanul stîng (stînga dreptei *ABCD*).

Pentru a găsi traiectoria fazelor se face notație

$$x=h$$

$$y=\frac{dh}{dt}$$

Cu această subtituție în ecuațiile (7) se va integra, obținîndu-se

$$x=Tr\cdot Kv\cdot Kv\cdot Km\ I_{max}\ln(y+Kr\cdot Kv\cdot Km\ I_{max})-Tr\cdot y+C_1 \tag{8}$$

$$x=Tr\cdot Kr\cdot Kv\cdot Kv\cdot Km\ I_{max}\ln(y+Kr\ Kv\ Km\ I_{max}-Tr\cdot y+C_1 \tag{8'}$$

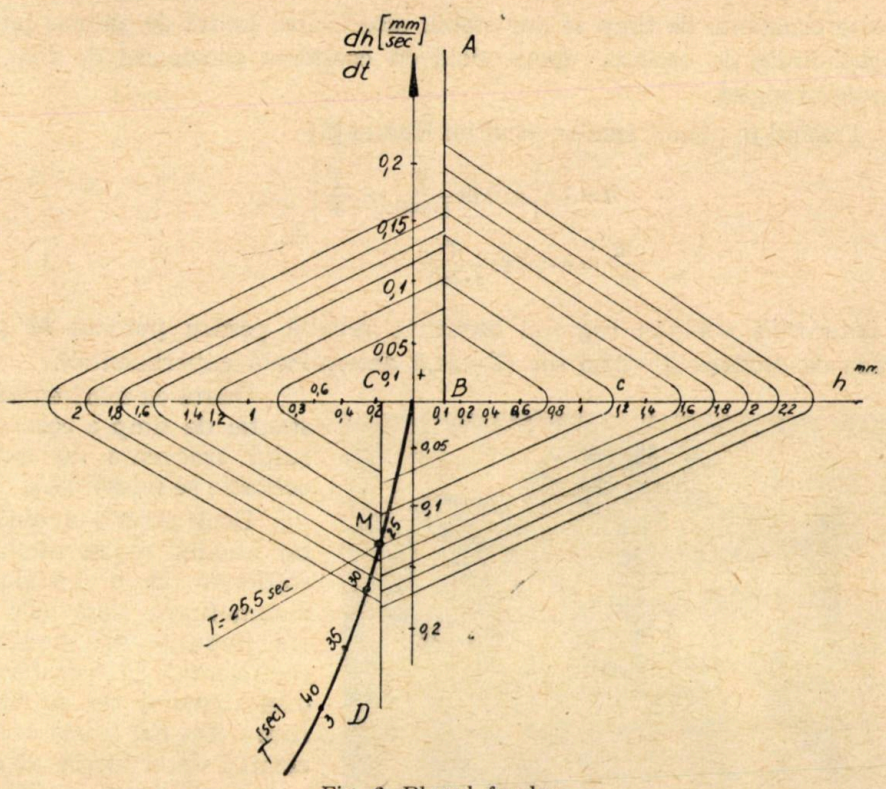


Fig. 6. Planul fazelor.

Ţinînd cont de valorile coeficienţilor determinaţi experimental se obţine

$$x = 47{,}6 \cdot 10^2 \ln (y+14) - 340\, y + C_1 \qquad (9)$$

$$x = 47{,}6 \cdot 10^2 \ln (y-14) - 340\, y + C_1 \qquad (9')$$

Pentru relaţia (9) toate traiectorile de fază corespunzătoare diferitelor valori ale constantei C, au o simptotă comună $y = -14$ spre care tind dacă $x = -\infty$. Traiectorile de fază sînt perpendiculare pe axa absciselor în punctul de intersecţie cu aceasta şi se obţin unele din altele pentru diferite valori ale lui C. Pentru semiplanul stîng sînt simetrice în raport cu originea.

Amplitudinea de variaţie a nivelului şi viteza de variaţie pentru regimul autooscilant stabil se citesc de pe ciclul cu $C_1 = -12559{,}3$ ($h = -1{,}59$ mm, $\frac{dh}{dt} = 0{,}13$ mm/sec, h experimental $= 1{,}62$ mm).

Dacă acelaşi dispozitiv de automatizare (releul menţinînd lăţimea buclei de histereză) se foloseşte pentru reglarea nivelului în alte rezervoare

cu alte constante de timp se vor stabili alte cicluri limită de autooscilație, amplitudinile de oscilație cresc odată cu creșterea constantei de timp a obiectului reglat.

Trasînd în planul fazelor locul lui Hamel [3]

$$h = 14\left[340 \operatorname{th} \frac{T}{4 \cdot 340} - \frac{T}{4}\right]$$
$$\frac{dh}{dt} = -14 \operatorname{th} \frac{T}{4 \cdot 340} \tag{10}$$

se determină complet regimul oscilant; rezultă pentru punctul M perioada de oscilație $T = 25{,}5$ sec ($T = 24{,}3$ determinată experimental).

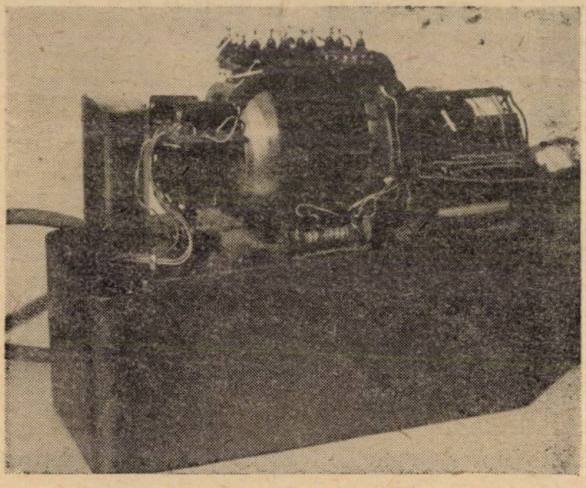


Fig. 7. Prototipul instalației.

Odată cu mărirea constantei de timp a rezervorului frecvența de autooscilație se micșorează.

Deci pentru a obține un anumit regim oscilant staționar la o instalație automatizată dată (Tr și Kr impuși) se modifică coeficientul de transfer al dispozitivului de automatizare $Km\ Kv$ (adică coeficientul de reducere al rereductorului sau coeficientul ventilului).

Ee poate influența regimul autooscilant prin coeficientul K_1 al elementului de comparație, adică alegînd astfel de fotodiode încît caracteristica $I_c = K_1 h$ să aibă panta dorită.

Instalația construită după cele analizate mai sus și pe care s-a făcut experimentările este dată în fig. 7.

BIBLIOGRAFIE

1. Teodorescu D., Analyse du regime dynamique du servomoteur amplificateur. Revue generale de l'electricite Paris mai 1965.
2. Joferov F. M., *Electricestvo dvigateli automaticeski ustroistv*, Moscova. Gosenergovzdam 1959.
3. I. G. Gille, Decaulne, Pelegrin M., *Methodes modernes d'etudes des syuytemes assensis*. Dunod-Paris 1960.
4. Beseverski V. A., *Teoria reglării automate* — culegere de probleme. Ed. Tehnică București, 1964.

ИЗУЧЕНИЕ СИСТЕМЫ РЕГУЛИРОВКИ УРОВНЯ БЕЗ КОНТАКТОВ

(РЕЗЮМЕ)

Представлена новая система регулировки уровня без контактных элементов, используя усилительный серводвигатель. Изучение самоколебательного режима производится по методу плоскости фаз. Определяются возможности использования этого устройства для различных автоматизирующих установок, и оптимальный режим его работы.

L'ETUDE D'UN SYSTEME DE REGLAGE ASSERVIS DE NIVAUX SANS CONTACT

(RÉSUMÉ)

Il s'agit d'un systeme de reglage de nivaux, original, sans aucun elements de contacts utilisant un servomoteur-amplificateur. L'étude du regime poulsé se fait avec la methode du plan de phase. On deduit les considerations en ce que concerne l'utilisation de même dispositif d'automatisation au divers instalations d'automatisation et la determination d'un certain régim optim.

STUDIUL FENOMENELOR TRANZITORII ÎN REGIM CVASISTAȚIONAR LA O MAȘINĂ DE INDUCȚIE TRIFAZATĂ SIMETRICĂ *

DE

AL. VASILIEVICI

1. INTRODUCERE

În lucrare se prezintă ecuațiile mașinii de inducție, sub formă matricială, ținînd seama de pierderile în fier. Pe baza acestor ecuații, aplicînd calculul operațional se pot studia fenomenele tranzitorii în regim cvasistațional. Se analizează o mașină de inducție trifazată simetrică în stator și în rotor, cu înfășurări repartizate sinusoidal, ceea ce revine la a neglija armonicile superioare spațiale.

2. ECUAȚIILE DE TRANSFORMARE

Ecuațiile generale ale mașinilor electrice de curent alternativ [2]. în cazul mașinii de inducție trifazate simetrice (fig. 1), la care considerăm $\frac{d\vartheta}{dt}=\omega_2=(1-s)\omega_1=$ ct. se reduc la forme mai simple.

Astfel acuațiile tensiunilor, pentru stator, [2], au forma :

$$\begin{aligned} u_d &= -R_d i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + (1-s)\,\omega_1 \psi_q \\ u_q &= -R_q i_q - \frac{d\psi_q}{dt} - (1-s)\,\omega_1 \psi_d \\ u_0 &= R_0 i_0 + \frac{d\psi_0}{dt} \end{aligned} \qquad (1)$$

---

* Lucrarea susținută la sesiunea științifică a Institutului Politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej", 27—29 mai 1966.

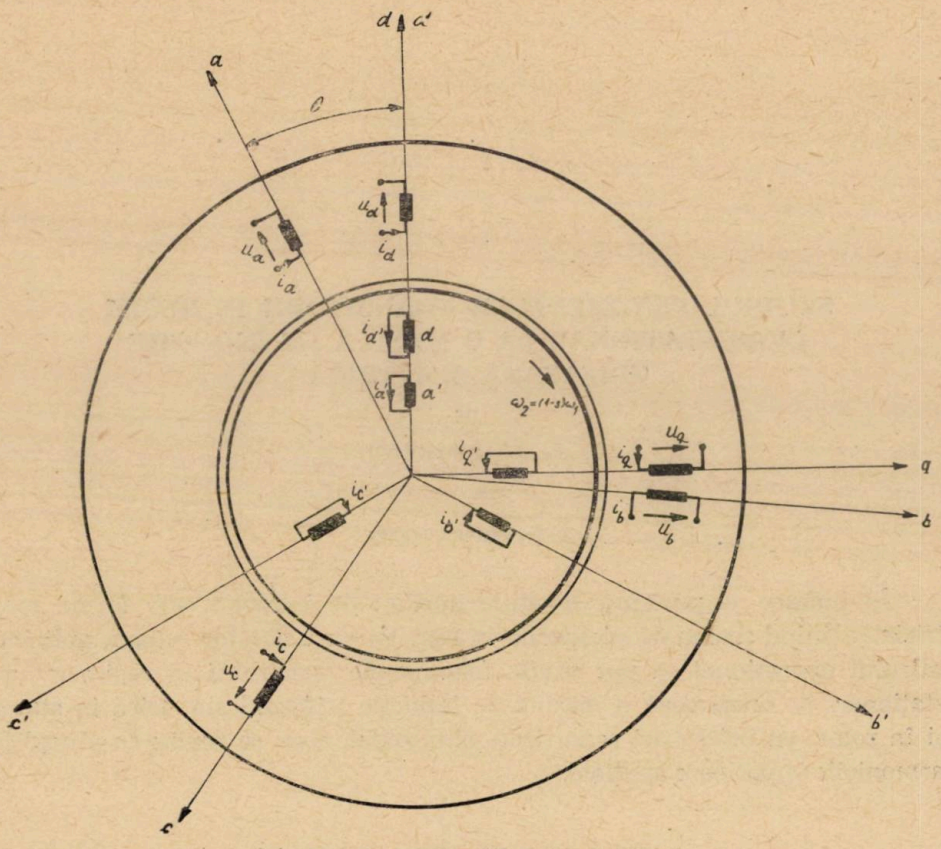


Fig. 2.1.

iar pentru rotor [2] :

$$0 = R_{d'} i_{d'} + \frac{d\Psi d'}{dt}$$

$$0 = R_{q'} i_{q'} + \frac{d\Psi q'}{dt} \qquad (2)$$

$$0 = R_{0'} i_{0'} + \frac{d\Psi 0'}{dt}$$

La scrierea ecuaţiilor pentru fluxuri, ţinem seama de pierderile în fier, exprimînd inducţia sub forma [2] :

$$B_{(t)} = K' B_{0(t)} - K'' \frac{dB_{0(t)}}{dt} \qquad (3)$$

unde :

$B_{(t)}$ — inducţia magnetică în cazul prezenţei pierderilor în fier ;
$B_{0(t)}$ — inducţia magnetică în cazul absenţei pierderilor în fier ;
K' şi K'' — constante dependente de pierderile în fier.

În acest fel, ecuațiile dintre fluxuri conform [2] se scriu :

$$\begin{aligned} \psi_d &= L_{d\sigma} i_d + \psi_{dh} & \psi_{d'} &= L_{d'\sigma} i_{d'} + \psi_{d'h} \\ \psi_q &= L_{q\sigma} i_q + \psi_{qh} & \psi_{q'} &= L_{q'\sigma} i_{q'} + \psi_{q'h} \end{aligned} \tag{4}$$

$$\psi_{dh} = K' \psi_{dh0} - K'' \left[\frac{d\psi_{dh0}}{dt} - (1-s)\,\omega_1 \psi_{qh0} \right]; \quad \psi_{d'h} = \frac{N'}{N} \psi_{dh}$$

$$\psi_{qh} = K' \psi_{qh0} - K'' \left[\frac{d\psi_{qh0}}{dt} + (1-s)\,\omega_1 \psi_{dh0} \right]; \quad \psi_{q'h} = \frac{N'}{N} \psi_{qh}$$

$$\begin{aligned} \psi_{dh0} &= L_{ddh} i_d + L_{d'd} i_{d'} & \psi_0 &= L_0 i_0 \\ \psi_{qh0} &= L_{qqh} i_q + L_{q'q} i_{q'} & \psi_{0'} &= L_{0'} i_{0'} . \end{aligned}$$

În aceste ecuații inductivitățile proprii (L_{ddh}, L_{qqh},), de dispersie ($L_{d\sigma}$, $L_{q\sigma}$, $L_{d'\sigma}$, $L_{q'\sigma}$) și mutuale ($L_{d'd}$, $L_{q'q}$) ca și inductivitățile corespunzătoare componenței omopolare ($L_0, L_{0'}$) sînt exprimate în lipsa pierderilor în fier, iar $\frac{N'}{N}$ reprezintă raportul numărului de spire din stator și rotor.

Ecuația cuplului electromagnetic :

$$M = p \frac{\partial W_m}{\partial \vartheta} \tag{5}$$

unde p — numărul perechilor de poli.

3. ECUAȚIILE SUB FORMĂ MATRICIALĂ

Considerăm matricele curenților, tensiunilor și fluxurilor :

$$[i] = \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix}; \quad [u] = \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix}; \quad [\psi] = \begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix}$$

$$[i'] = \begin{bmatrix} i_{a'} \\ i_{b'} \\ i_{c'} \end{bmatrix}; \quad [u'] = \begin{bmatrix} u_{a'} \\ u_{b'} \\ u_{c'} \end{bmatrix}; \quad [\psi'] = \begin{bmatrix} \psi_{a'} \\ \psi_{b'} \\ \psi_{c'} \end{bmatrix}. \tag{6}$$

Cu ajutorul lor și folosind matricele de transformare [1] :

$$[C_p] = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ \cos\theta & \cos(\theta-120) & \cos(\theta-240) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta-120) & -\sin(\theta-240) \end{bmatrix}$$

şi

$$[C_{p'}]=\frac{2}{3}\begin{bmatrix}\frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2}\\ 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2}\\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2}\end{bmatrix} \tag{7}$$

se pot exprima curenţii, tensiunile şi fluxurile transformate

$$[i_p]=\begin{bmatrix} i_0\\ i_d\\ i_q\end{bmatrix};\quad [u_p]=\begin{bmatrix} u_0\\ u_d\\ u_q\end{bmatrix};\quad [\psi_p]=\begin{bmatrix} \psi_0\\ \psi_d\\ \psi_q\end{bmatrix}$$

$$[i_{p'}]=\begin{bmatrix} i_{0'}\\ i_{d'}\\ i_{q'}\end{bmatrix};\quad [u_{p'}]=\begin{bmatrix} u_{0'}\\ u_{d'}\\ u_{q'}\end{bmatrix};\quad [\psi_{p'}]=\begin{bmatrix} \psi_{0'}\\ \psi_{d'}\\ \psi_{q'}\end{bmatrix} \tag{8}$$

sub forma [1] :

$$\begin{aligned} &[i_p]=[C_p]\cdot[i] && [i_{p'}]=[C_{p'}]\cdot[i']\\ &[u_p]=[C_p]\cdot[u] \quad \text{şi} && [u_{p'}]=[C_{p'}]\cdot[u']\\ &[\psi_p]=[C_p]\cdot[\psi] && [\psi_{p'}]=[C_{p'}]\cdot[\psi'] \end{aligned} \tag{9}$$

Putem scrie şi transformările inverse ; pentru stator :

$$\begin{aligned} &[i]=[C_p]^{-1}\cdot[i_p]\\ &[u]=[C_p]^{-1}\cdot[u_p]\\ &[\psi]=[C_p]^{-1}\cdot[\psi_p] \end{aligned} \tag{10}$$

şi identic pentru rotor, unde :

$$[C_p]^{-1}=\begin{bmatrix} 1 & \cos\theta & -\sin\theta\\ 1 & \cos(\theta-120) & -\sin(\theta-120)\\ 1 & \cos(\theta-240) & -\sin(\theta-240)\end{bmatrix}. \tag{11}$$

Notînd cu : $R=\frac{3}{2}R_a=\frac{3}{2}R_q$, ecuaţiile (1) pot fi scrise matricial printr-o singură ecuaţie de forma :

$$[u_p]=-R[i_p]-\frac{d[\psi_p]}{dt}+(1-s)\omega_1[C]\cdot[\psi_p] \tag{12}$$

unde :

$$[C]=\begin{bmatrix}0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 1\\ 0 & -1 & 0\end{bmatrix}$$

În mod analog ecuațiile (2) pot fi exprimate prin ecuația matricială :

$$0=R'[i_{p'}]+\frac{d[\psi_{p'}]}{dt}. \tag{13}$$

Din cauza simetriei existente la mașina de inducție după axele d și q avem [3] :

$$\begin{aligned} L_{ddh}&=L_{qqh}\\ L_{d\sigma}&=L_{q\sigma}\\ L_{d'd}&=L_{q'q}\\ L_{d'\sigma}&=L_{q'\sigma}. \end{aligned} \tag{14}$$

Ținînd seama de acest lucru, ecuațiile fluxurilor exprimate sub forma (4) se pot restrînge la :

$$\begin{aligned} [\psi_p]&=[A_1]\cdot[i_p]+[A_2]\cdot[i_{p'}]\\ [\psi_{p'}]&=[A_{1'}]\cdot[i_p]+[A_{2'}]\cdot[i_{p'}] \end{aligned} \tag{15}$$

unde :

$$[A_1]=\begin{bmatrix}L_0 & 0 & 0\\ 0 & L_{d\sigma}+K'L_{ddh} & 0\\ 0 & 0 & L_{d\sigma}+K'L_{ddh}\end{bmatrix}$$

$$[A_{1'}]=\begin{bmatrix}0 & 0 & 0\\ 0 & K\frac{N'}{N}L_{ddh} & 0\\ 0 & 0 & K'\frac{N'}{N}L_{ddh}\end{bmatrix} \tag{16}$$

$$[A_2]=\begin{bmatrix}0 & 0 & 0\\ 0 & K'L_{d'd} & K''(1-s)\omega_1 L_{d'd}\\ 0 & K''(1-s)\omega_1 L_{d'd} & K'L_{d'd}\end{bmatrix}$$

$$[A_{2'}]=\begin{bmatrix}L'_0 & 0 & 0\\ 0 & L_{d'\sigma}+K'\frac{N'}{N}L_{d'd} & K''(1-s)\omega_1\frac{N'}{N}L_{d'd}\\ 0 & -K''(1-s)\omega_1\frac{N'}{N}L_{d'd} & L_{d'\sigma}+K'\frac{N'}{N}L_{d'd}\end{bmatrix}.$$

Ecuațiile (12), (13), (15) și (5) au permis scrierea concentrată a ecuațiilor mașinii de inducție, cu considerarea pierderilor în fier.

4. CONECTAREA LA REȚEA A MOTORULUI DE INDUCȚIE

Pornind de la aceste ecuații se analizează fenomenele tranzitorii electromagnetice, respectiv variația curenților în înfășurări, în momentul conectării motorului la rețea ($s=1$), în circuitul rotoric fiind conectată rezistența de pornire R_p .

În plus considerăm că atît statorul cît și rotorul au conexiunea înfășurărilor în stea, deci componentele omopolare sînt nule.

Ecuația (13) se poate scrie :

$$0=R''[i_{p'}]+\frac{d[\psi_{p'}]}{dt} \quad \text{unde} \quad R''=R'+R_p . \tag{17}$$

Considerăm tensiunea rețelei dată de matricea :

$$[u]=\begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix}=\sqrt{2}U\begin{bmatrix} \sin(\omega_1 t+\varphi) \\ \sin(\omega_1 t+\varphi-120) \\ \sin(\omega_1 t+\varphi-240) \end{bmatrix}. \tag{18}$$

Pe baza ecuației de transformare (9) :

$$[u_p]=[C_p]_{\theta=\theta_0}\cdot[u]$$

rezultă :

$$[u_p]=\begin{bmatrix} u_0 \\ u_d \\ u_q \end{bmatrix}=\sqrt{2}U\begin{bmatrix} 0 \\ \sin(\omega_1 t+\varphi-\theta_0) \\ -\cos(\omega_1 t+\varphi-\theta_0) \end{bmatrix}. \tag{19}$$

Condițiile inițiale ale problemei sînt :

$$\begin{aligned} &[i]_0=0 \quad [i_p]_0=0 \quad s=1 \\ &[i']_0=0 \quad [i_{p'}]_0=0 \quad \omega_2=0 \\ &[\psi]_0=0 \quad [\psi_p]_0=0 \\ &[\psi']_0=0 \quad [\psi_{p'}]_0=0. \end{aligned} \tag{20}$$

Din ecuațiile (12), (13) și (15), după axa d, ținînd cont de condițiile inițiale avem :

$$\begin{aligned} u_d&=-R\cdot i_d-\frac{d\psi_d}{dt} \\ 0&=R''i_{d'}+\frac{d\psi_{d'}}{dt} \\ \psi_d&=(L_{d\sigma}+K'L_{dd'h})i_d+K'L_{dd'}i_{d'} \\ \psi_{d'}&=K'\frac{N'}{N}L_{dd'h}i_d+\left(L_{d'\sigma}+K'\frac{N'}{N}L_{d'd}\right)i_{d'}. \end{aligned} \tag{21}$$

Din ecuaţiile (21) înlocuind ultimele trei în prima ecuaţie, aplicînd transformata Laplace [4], obţinem în domeniul imagine :

$$\bar{u}_d = -\left[R + p'(L_{d\sigma} + K' L_{dd\,h}) + \frac{R''}{\frac{N'}{N} + \frac{L_{d'\sigma}}{K' L_{d'd}}}\left(1 + p' \frac{K'}{R''} \frac{N'}{N} L_{ddh}\right)\right] \bar{i}_d . \tag{22}$$

De unde putem exprima curentul $\bar{i}_d$ sub forma :

$$\bar{i}_d = -\frac{1}{L_{d\sigma} + K' L_{ddh}\left(1 + \frac{N'}{N}\frac{R_1}{R''}\right)} \cdot \frac{\bar{u}_d}{\alpha + p'} \tag{23}$$

cu constantele :

$$R_1 = \frac{R''}{\frac{N'}{N} + \frac{L_{d'\sigma}}{K' L_{dd'}}} \quad \text{şi} \quad \alpha = \frac{R + R_1}{L_{d\sigma} + K' L_{ddh}\left(1 + \frac{N'}{N}\frac{R_1}{R''}\right)} . \tag{24}$$

Pentru a găsi funcţia origine avînd funcţia imagine aplicăm teorema înfăşurării [4], ţinînd seama de (19) şi conform [5] :

$$i_d = -\frac{\sqrt{2}U}{L_{d\sigma} + K' L_{ddh}\left(1 + \frac{N'}{N}\frac{R_1}{R''}\right)} \int_0^t \sin(\omega_1 \tau + \varphi - \vartheta_0)\, e^{-\alpha(t-\tau)}\, d\tau . \tag{25}$$

Efectuînd calculele ajungem la forma :

$$i_d = \sqrt{2}U[A_1 \sin(\omega_1 t + \varphi - \theta_0) + B_1 \cos(\omega_1 t + \varphi - \theta_0) + C_1 e^{-\alpha t}] \tag{26}$$

unde constantele ce intervin au forma :

$$A_1 = -\frac{\alpha^2}{(\alpha^2 + \omega_1^2)(R + R_1)}$$

$$B_1 = \frac{\alpha \omega_1}{(\alpha^2 + \omega_1^2)(R + R_1)} \tag{27}$$

$$C_1 = \alpha \frac{\alpha \sin(\varphi - \theta_0) - \omega_1 \cos(\varphi - \theta_0)}{(\alpha^2 + \omega_1^2)(R + R_1)} .$$

În acelaşi mod obţinem pentru i_q expresia :

$$i_q = \sqrt{2}U[A_2 \sin(\omega_1 t + \varphi - \theta_0) + B_2 \cos(\omega_1 t + \varphi - \theta_0) + C_2 e^{-\alpha t}] \tag{28}$$

unde constantele sînt :

$$A_2 = B_1 ; \quad B_2 = -A_1$$

$$C_2 = -\alpha \frac{\omega_1 \sin(\varphi - \theta_0) + \alpha \cos(\varphi - \theta_0)}{(\alpha^2 + \omega_1^2)(R + R_1)} . \tag{29}$$

Ţinînd seama de ecuaţia de transformare (10) :

$$[i]=[C_p]^{-1}\cdot[i_p]$$

se pot obţine expresiile care determină variaţia curenţilor în fazele maşinii de inducţie. De exemplu pentru faza „a" avem :

$$i_a=\sqrt{2}U\left[A_3\sin(\omega_1 t+\varphi-\theta_0)+B_3\cos(\omega_1 t+\varphi-\theta_0)+C_3e^{-\alpha t}\right] \tag{30}$$

unde coeficienţii sînt :

$$A_3=\alpha\frac{\alpha\cos\theta_0-\omega_1\sin\theta_0}{(\alpha^2+\omega_1^2)(R+R_1)}$$

$$B_3=\alpha\frac{\omega_1\cos\theta_0-\alpha\sin\theta_0}{(\alpha^2+\omega_1^2)(R+R_1)} \tag{31}$$

$$C_3=\alpha\frac{\alpha\sin\varphi-\omega_1\cos\varphi}{(\alpha^2+\omega_1^2)(R+R_1)}\,.$$

În acelaşi mod se obţin şi curenţii fazelor b şi c, precum şi curenţii rotorici $i_{a'}$, $i_{b'}$, $i_{c'}$. S-a determinat astfel variaţia în timp a curenţilor din statorul şi rotorul maşinii la conectarea ei la reţea.

5. FENOMENE TRANZITORII LA O TURAŢIE STAŢIONARĂ OARECARE

Se consideră că motorul de inducţie se deconectează de la reţea şi se reconectează după un interval de timp scurt. Intrucît în acest interval de timp se poate considera turaţia ω_2 practic constantă, se analizează variaţia curenţilor statorici şi rotorici. Valorile iniţiale sînt date de (20).

Din ecuaţiile (12), (13) şi (15), după axele d şi q avem :

$$\begin{aligned}
u_d&=-Ri_d-\frac{d\psi d}{dt}+\omega_1(1-s)\psi_q\\
0&=R'i_{d'}+\frac{d\psi d'}{dt}\\
\psi_d&=(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})\,i_d+K'L_{d'd}i_{d'}+K''(1-s)\,\omega_1 L_{d'd}i_{q'}\\
\psi_{d'}&=K'\frac{N'}{N}L_{d\,dh}i_d+\left(L_{d'\sigma}+K'\frac{N'}{N}L_{d'd}\right)i_{d'}+K''(1-s)\,\omega_1\frac{N'}{N}L_{d'd}i_{q'}\\
u_q&=-Ri_q-\frac{d\psi q}{dt}-\omega_1(1-s)\psi_d\\
0&=R'i_{q'}+\frac{d\psi q'}{dt}\\
\psi_q&=(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})\,i_q+K'L_{d'd}i_{q'}-K''(1-s)\,\omega_1 L_{d'd}i_{d'}\\
\psi_{q'}&=K'\frac{N'}{N}L_{ddh}i_q+\left(L_{d'\sigma}+K'\frac{N'}{N}L_{d'd}\right)i_{q'}-K''(1-s)\,\omega_1\frac{N'}{N}L_{d'd}i_{d'}\,.
\end{aligned} \tag{32}$$

Din ecuațiile (32), aplicînd transformata Laplace [4], obținem tensiunile după axele d și q în funcție de curenți, în domeniul imagine, ținînd seama de condițiile inițiale :

$$\begin{aligned}\bar{u}_d &= -[R+p'(L_{d\sigma}+K'L_{dd\,h})]\,\bar{i}_d+(1-s)\,\omega_1(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})\,\bar{i}_q+\\ &+(1-s)\,\omega_1K'L_{d'd}\bar{i}_{q'}-(1-s)^2\omega_1^2K''L_{d'd}\bar{i}_{d'}\\ \bar{u}_q &= -[R+p'(L_{d\sigma}+KL'_{dd\,h})]\,\bar{i}_q-(1-s)\,\omega_1(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})\bar{i}_d-\\ &-(1-s)\,\omega_1K'L_{d'd}\bar{i}_{d'}-(1-s)^2\omega_1^2K''L_{d'd}\bar{i}_q\end{aligned} \tag{33}$$

la fel și curenții rotorici în domeniul imagine se scriu :

$$\begin{aligned}\bar{i}_{d'} &= -\frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,L_{ddh}p'\bar{i}_d\\ \bar{i}_{q'} &= -\frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,L_{ddh}p'\bar{i}_q\,.\end{aligned} \tag{34}$$

Înlocuind ecuațiile (34) în (33) și introducînd, pentru simplificare, notațiile :

$$\begin{aligned}a &= L_{d\sigma}+K'L_{ddh}-(1-s)^2\cdot\frac{\omega_1^2K'K''}{R'}\,\frac{N'}{N}\,L_{d'd}L_{ddh}\\ b &= (1-s)\,\frac{\omega_1K'^2}{R'}\,\frac{N'}{N}\,L_{d'd}L_{ddh}\,.\end{aligned} \tag{35}$$

Obținem :

$$\begin{aligned}\bar{u}_d &= -(R+p'a)\,\bar{i}_d+[(1-s)\,\omega_1(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})-p'b]\,\bar{i}_q\\ \bar{u}_q &= -(R+p'a)\,\bar{i}_q-[(1-s)\,\omega_1(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})-p'b]\,\bar{i}_d\,.\end{aligned} \tag{36}$$

Rezolvînd sistemul (36), rezultă :

$$\begin{aligned}\bar{i}_d &= -\frac{a}{a^2+b^2}\,\frac{p'+g}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_d+\frac{b}{a^2+b^2}\cdot\frac{p'+h}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_q\\ \bar{i}_q &= -\frac{b}{a^2+b^2}\cdot\frac{p'+h}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_d-\frac{a}{a^2+b^2}\,\frac{p'+g}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_q\end{aligned} \tag{37}$$

unde pentru simplificarea scrierii mai apar constantele :

$$\begin{aligned}g &= \frac{R}{a}\,; \qquad h = -(1-s)\,\frac{\omega_1(L_{d\sigma}+K'L_{ddh})}{b}\\ d &= 2\,\frac{aR+b^2h}{a^2+b^2}\,; \qquad e = \frac{R^2+b^2h^2}{a^2+b^2}\,.\end{aligned} \tag{38}$$

Ținînd seama de (19) și aplicînd teorema înfășurării se obține funcțiile origine [5] sub forma :

$$\begin{aligned}i_d &= \sqrt{2}U\,[D_1\sin(\omega_1t+\varphi-\theta_0)+E_1\cos(\omega_1t+\varphi-\theta_0)+F_1e^{-\alpha t}+G_1e^{-\beta t}]\\ i_q &= \sqrt{2}U\,[D_2\sin(\omega_1t+\varphi-\theta_0)+E_2\cos(\omega_1t+\varphi-\theta_0)+F_2e^{-\alpha t}+G_2e^{-\beta t}]\,.\end{aligned} \tag{39}$$

unde α și β sînt rădăcinile ecuației :

$$p'^2+dp'+e=0$$

$$\alpha=-\frac{d}{2}+\sqrt{\frac{d^2}{4}-e}$$

$$\beta=-\frac{d}{2}-\sqrt{\frac{d^2}{4}-e} \tag{40}$$

iar constantele ce intervin au forma :

$$D_1=\frac{a}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)}\left[\frac{\beta(g-\beta)}{\beta^2+\omega_1^2}-\frac{\alpha(g-\alpha)}{\alpha^2+\omega_1^2}\right]+$$

$$+\frac{b\omega_1}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)}\left[\frac{h-\beta}{\beta^2+\omega_1^2}-\frac{h-\alpha}{\alpha^2+\omega_1^2}\right]$$

$$E_1=\frac{a\omega_1}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)}\left[\frac{g-\alpha}{\alpha^2+\omega_1^2}-\frac{g-\beta}{\beta^2+\omega_1^2}\right]+$$

$$+\frac{b}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)}\left[\frac{\beta(h-\beta)}{\beta^2+\omega_1^2}-\frac{\alpha(h-\alpha)}{\alpha^2+\omega_1^2}\right] \tag{41}$$

$$F_1=\frac{a(g-\alpha)[\omega_1\cos(\varphi-\theta_0)-\alpha\sin(\varphi-\theta_0]-b(h-\alpha)[\alpha\cos(\varphi-\theta_0)+\omega_1\sin(\varphi-\theta_0)]}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)\left(\alpha^2+\omega_1^2\right)}$$

$$G_1=\frac{a(g-\beta)[\beta\sin(\varphi-\theta_0)-\omega_1\cos(\varphi-\theta_0)]+b(h-\beta)[\beta\cos(\varphi-\theta_0)+\omega_1\sin(\varphi-\theta_0)]}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)\left(\alpha^2+\omega_1^2\right)}$$

și

$$D_2=E_1\,;\quad E_2=-D_1\,.$$

$$F_2=\frac{a(g-\alpha)[\alpha\cos(\varphi-\theta_0)+\omega_1\sin(\varphi-\theta_0)]-b(h-\alpha)[\alpha\sin(\varphi-\theta_0)-\omega_1\cos(\varphi-\theta_0)]}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)\left(\alpha^2+\omega_1^2\right)} \tag{42}$$

$$G_2=\frac{b(h-\beta)[\beta\sin(\varphi-\theta_0)-\omega_1\cos(\varphi-\theta_0)]-a(g-\beta)[\omega_1\sin(\varphi-\theta_0)+\beta\cos(\varphi-\theta_0)]}{(a^2+b^2)(\beta-\alpha)\left(\alpha^2+\omega_1^2\right)}\,.$$

Pentru a determina curenții rotorici în ecuațiile (34) întroducem valorile lui $\bar{i}_d$ și $\bar{i}_q$ determinate în (37) obținîndu-se, în domeniul imaginei :

$$\bar{i}_{d'} = \frac{a}{a^2+b^2}\,\frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,L_{ddh}\cdot\frac{p'(p'+g)}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_d - \frac{b}{a^2+b^2}\cdot\frac{K'}{R'}\cdot\frac{N'}{N}\,L_{ddh}\,\frac{p'(p'+h)}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_q$$

$$\bar{i}_{q'} = \frac{b}{a^2+b^2}\cdot\frac{K'}{R'}\cdot\frac{N'}{N}\,L_{ddh}\cdot\frac{p'(p'+h)}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_d + \frac{a}{a^2+b^2}\,\frac{K'}{R'}\cdot\frac{N'}{N}\,L_{ddh}\cdot\frac{p'(p'+g)}{p'^2+dp'+e}\,\bar{u}_q. \tag{43}$$

Ținînd seama de (19), aplicăm integrala lui Duhamel [4] :

$$\varphi(t) = u_{(0)}A_{(t)} + \int_0^t u'_{(\tau)}A_{(t-\tau)}d\tau \tag{44}$$

unde :

$$u_{(0)} = \sqrt{2}U\sin(\varphi-\theta_0)$$

$$A_{(t)} = \frac{g-\alpha}{\beta-\alpha}\,e^{-\alpha t} - \frac{g-\beta}{\beta-\alpha}\,e^{-\beta t}$$

$$u'(\tau) = \sqrt{2}U\omega_1\cos(\omega_1\tau+\varphi-\theta_0)$$

$$A_{(t-\tau)} = \frac{g-\alpha}{\beta-\alpha}\,e^{-\alpha(t-\tau)} - \frac{g-\beta}{\beta-\alpha}\,e^{-\beta(t-\tau)}.$$

Pentru a obține funcțiile origine ale lui $i_{d'}$ și $i_{q'}$ [5] sub forma :

$$i_{d'} = \sqrt{2}U[D_3\sin(\omega_1 t+\varphi-\theta_0)+E_3\cos(\omega_1 t+\varphi-\theta_0)+F_3e^{-\alpha t}+G_3e^{-\beta t}] \tag{45}$$

$$i_{q'} = \sqrt{2}U[D_4\sin(\omega_1 t+\varphi-\theta_0)+E_4\cos(\omega_1 t+\varphi-\theta_0)+F_4e^{-\alpha t}+G_4e^{-\beta t}]$$

unde coeficienții au valorile :

$$D_3 = \frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,\omega_1 L_{ddh}\cdot E_1\,; \quad E_3 = -\frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,\omega_1 L_{ddh}\cdot D_1$$

$$F_3 = \frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,\alpha L_{ddh}\cdot F_1\,; \quad G_3 = \frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,\beta L_{ddh}\cdot G_1 \quad D_4 = E_3 \tag{46}$$

$$F_4 = \frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,L_{ddh}\alpha F_1\,; \quad G_4 = \frac{K'}{R'}\,\frac{N'}{N}\,\beta L_{ddh}\cdot G_1 \quad E_4 = -D_3.$$

În acest fel au fost stabilite expresiile curenților statorici și rotorici, în cazul regimului cvasistaționar.

Dacă rotorul se rotește sincron cu cîmpul învîrtitor ($s=0$; $\omega_2=\omega_1$), curentul staționar al rotorului este nul, ceea ce rezultă din relațiile (46) și (41).

Dacă în ecuațiile de mai sus facem $s=1$, adică $\omega_2=0$, se obține ecuațiile de la punctul 4.

BIBLIOTECA ACADEMIEI REPUBLICII SOCIALISTE ROMÂNIA 1965

6. CONCLUZII

Pornind de la ecuațiile generale ale mașinilor de curent alternativ [2], cu simplificările ce intervin la mașina de inducție s-au scris ecuațiile acestei mașini sub formă concentrată, matricială.

Cu ajutorul acestor ecuații, folosind calculul operațional [4], [5] se pot studia orice fenomene tranzitorii, în regim cvasistaționar, luîndu-se în considerare pierderile în fier ce apar în mașină [2].

S-au analizat, în paragraful 5, fenomenele tranzitorii la o turație oarecare $\omega_2=(1-s)\omega_1$, care se reduc la $s=1$, la rezultatele obținute în paragraful 4, în care s-a analizat conectarea la rețea a motorului de inducție.

Deoarece constantele de timp tranzitorii $T'=\frac{1}{\alpha}$ și $T''=\frac{1}{\beta}$ sînt ca mărime de ordinul sutimilor de secundă [6], regimurile electromagnetice tranzitorii ale motoarelor de inducție vor dura numai cîteva perioade. Importantă va fi deci mai ales valoarea de șoc a curenților tranzitorii, iar variația în timp a vitezei de rotație nu va influența în mare măsură aceste valori, justificînd calculele de mai sus efectuate în regim cvasistaționar.

BIBLIOGRAFIE

1. Akhunlar Ahmet, Behandlung der Aussgleichsvorgänge in Drehstrom-Asynchronmotoren mit Hilfe von Park—Transformation, Laplace Transformation, und Matrizenrechnung. Arch. f. Elektrotech. 42, 1956, nr. 4, p. 223—236.
2. Dordea Toma, Asupra ecuațiilor mașinilor electrice de curent alternativ. St. cerc. energ. electr. 1966, Tom 16, nr. 1, p. 17.
3. Schuisky W., Übergangsvorgänge bei Induktionsmaschinen. Arch. für Elektrotech. 42, 1956, nr. 1, p. 55—70.
4. Kontorovici M. I., *Calculul operațional și fenomenele tranzitorii în circuite electrice*. Ed. Energ. de Stat, 1955.
5. Ritchin V. A. și Cuznețov P. I., *Spravocinic po operaționomu iscisleniu*. Gostehteorizdat, Moskva-Leningrad, 1951.
6. Manea F., Regimuri electromagnetice tranzitorii simetrice ale mașinii asincrone. Electrotehnica 5, 1957, nr. 6, p. 179—183.

ИЗУЧЕНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ЯВЛЕНИЙ В КВАЗИСТАЦИОНАРНОМ РЕЖИМЕ ИНДУКЦИОННОЙ ТРЕХФАЗНОЙ СИММЕТРИЧНОЙ МАШИНЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе даются в матрицной форме уравнения индукционной трехфазной симметричной машины, учитывая потери в железе. На основе этих уравнений применяя операционное исчисление можно изучать переходные явления в квазистационарном режиме.

Для примера рассматривается соединение с сетью индукционной машины и переходные явления при определеном числе оборотов.

DAS STUDIUM DER ÜBERGANGSVORGÄNGE IM QUASISTATIONÄREN BETRIEB BEI EINER SYMETRISCHEN DREIPHASEN-INDUKTIONSMASCHINE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit werden die Gleichungen der symmetrischen Dreiphasen-Induktionsmaschine, unter der Form einer Matrizengleichung, behandelt, wobei man auf die Eisenverluste achtet. Auf Grund dieser Gleichung kann man die Übergangsvorgänge, durch operationelle Rechnung, im quasistationären Betrieb studieren. Zum Beispiel studiert man den Netzanschluss der Induktionsmaschine so wie auch die Übergangsvorgänge bei einer beliebigen Geschwindigkeit.

LINII DE INFLUENȚĂ ALE DEPLASĂRILOR PENTRU ARCE CIRCULARE, INCĂRCATE RADIAL

DE

M. BÂLĂ, GH. POPA, I. DAVID, D. ARSENIE

1. GENERALITĂȚI

La calculul barajelor în arc prin diferite metode [1] este necesară cunoașterea deplasării radiale a arcului încărcat cu sarcini radiale, a căror distribuție de-a lungul arcului este oarecare.

Metoda sarcinilor de probă folosește distribuții de formă oarecare a încărcării radiale, condiționînd egalitatea deplasărilor arcelor și consolelor barajului. Multitudinea legilor de repartizare a încărcării între arce și console precum și numărul mare de secțiuni pentru fiecare arc în care se compară mărimea săgeților, impune pentru ușurința calculului, cunoașterea liniilor de influență ale deplasărilor.

Lucrarea își propune să determine expresiile analitice ale liniilor de influență a deplasărilor radiale din încărcarea unitară radială, pentru un arc circular cu moment de inerție constant, avînd în vedere că în literatură, liniile de influență nu sînt calculate pentru încărcări radiale.

2. EXPRESIA ANALITICĂ A LINIEI DE INFLUENȚĂ

Se alege sistemul de bază din fig. 1, cu necunoscutele static nedeterminate X_1, X_2, X_3. Încărcarea mobilă are ca variabilă unghiul φ, secțiunea în care se calculează deplasarea este definită de unghiul θ iar secțiunea curentă prin unghiul ψ.

La arce subțiri, folosite curent la baraje, unde raportul $\lambda = \frac{r}{d} > 5$, mărimea deplasării din secțiunea θ se poate calcula luînd în considerație numai efectul momentelor încovoietoare [2], [3] :

$$v_{\theta\varphi} = \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{M_\psi^\theta \cdot M_\psi^\varphi}{E \cdot I} \cdot r \cdot d_\psi \qquad (1)$$

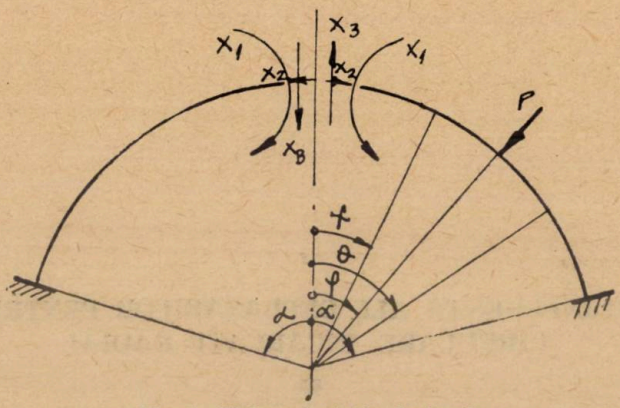


Fig. 1. Sistemul static de bază

În formula (1) v se măsoară în unităţi de lucru mecanic, fiind numeric egal cu săgeata corespunzătoare forţei exterioare unitare aplicată după direcţia săgeţii,

iar
$$M_\psi^\theta = M_{0\psi}^\theta + X_1^\theta - X_2^\theta r(1-\cos\psi) - X_3^\theta r\sin\psi \tag{2}$$

$$M_\psi^\varphi = M_{0\psi}^\varphi + X_1^\varphi - X_2^\varphi r(1-\cos\psi) - X_3^\varphi r\sin\psi \tag{3}$$

În aceste expresii s-a notat :

$v_{\theta\varphi}$ — săgeata în secţiunea θ cînd forţa se aplică în secţiunea φ ;

M_ψ^θ, M_ψ^φ — momentele încovoietoare într-o secţiune curentă, ψ cînd forţa se aplică în secţiunea θ, respectiv φ ;

X_i^θ, X_i^φ, $(i=1, 2, 3)$ — mărimile static nedeterminate pentru aceleaşi poziţii ale forţei ;

$M_{0\psi}^\theta$, $M_{0\psi}^\varphi$ — momentele pe sistemul de bază datorită forţei aplicate în θ, respectiv φ.

Ele se calculează cu relaţiile (vezi fig. 1) :

$$M_{0\psi}^\theta = r\sin(\psi - \theta) \tag{4}$$

$$M_{0\psi}^\varphi = r\sin(\psi - \varphi) \tag{5}$$

Mărimile static nedeterminate ce intervin în expresiile (2) şi (3) sînt soluţiile ecuaţiei matriciale de forma :

$$\begin{Vmatrix} \delta_{11} & \delta_{12} & \delta_{13} \\ \delta_{21} & \delta_{22} & \delta_{23} \\ \delta_{31} & \delta_{32} & \delta_{33} \end{Vmatrix} \cdot \begin{Vmatrix} X_1^{\varphi,\theta} \\ X_2^{\varphi,\theta} \\ X_3^{\varphi,\theta} \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} -\Delta_1^{\varphi,\theta} \\ -\Delta_2^{\varphi,\theta} \\ -\Delta_3^{\varphi,\theta} \end{Vmatrix} \tag{6}$$

unde prima matrice include invarianţii sistemului, a doua este matricea

necunoscutelor static nedeterminate și a treia, variabila sistemului (deplasările după direcția necunoscutelor datorită acțiunii forței din φ sau θ).

Integrala (1) se efectuează pe tot arcul, ținînd cont de discontinuitățile de pantă ce apar în secțiunile φ și θ.

Expresia deplasării se ordonează după parametrii φ, θ și α, luînd două forme analitice diferite după cum sarcina din secțiunea φ este la stînga secțiunii θ ($\varphi<\theta$) ; sau la dreapta secțiunii θ ($\varphi>\theta$).

În cazul cînd $\varphi<\theta$ se obține :

$$v_{\theta\varphi}=\frac{12\lambda^3}{b\cdot E}f_{stg}(\varphi,\theta,\alpha). \tag{7}$$

În cazul cînd $\varphi>\theta$ rezultă :

$$v_{\theta\varphi}=\frac{12\lambda^3}{E}f_{dr}(\varphi,\theta,\alpha). \tag{8}$$

Funcțiile f_{stg} și f_{dr} au expresiile :

$$f=A_1\sin\varphi+A_2\cos\varphi+A_3\varphi\sin\varphi+A_4\varphi\cos\varphi+A_5 \tag{9}$$

în care coeficienții A_i depind de α și θ avînd forma :

$$A_i=a_i\sin\theta+b_i\cos\theta+c_i\theta\sin\theta+d_i\theta\cos\theta+e_i \quad (i=1\ldots5) \tag{10}$$

Coeficienții a_i, b_i, c_i, d_i și e_i sînt invarianți pentru un arc dat și au valori diferite pentru $\varphi<\theta$ și $\varphi>\theta$. Expresiile lor se dau în cele ce urmează :

$$\begin{aligned}
&a_1=a_1'=\frac{1}{4}\left(\alpha+\sin\alpha\cos\alpha-\frac{\cos^4\alpha}{\alpha-\sin\alpha\cos\alpha}\right)\\
&b_1=-0{,}25\,;\quad b_1'=+0{,}25\\
&c_1=-0{,}25\,;\quad c_1'=+0{,}25\\
&d_1=d_1'=\frac{1}{4}\,\frac{\cos^2\alpha}{\alpha-\sin\alpha\cos\alpha}\\
&e_1=e_1'=0\\
&a_2=+0{,}25\,;\quad a_2'=-0{,}25\\
&b_2=b_2'=-\frac{1}{4}\left(\frac{2\alpha\cos^2\alpha+2\sin\alpha\cos\alpha+2\sin^3\alpha\cos\alpha+\sin^4\alpha}{\alpha^2+\alpha\sin\alpha\cos\alpha-2\sin^2\alpha}-\alpha+\sin\alpha\cos\alpha\right)\\
&c_2=c_2'=-\frac{1}{4}\,\frac{2\sin\alpha\cos\alpha+\alpha\sin^2\alpha}{\alpha^2+\alpha\sin\alpha\cos\alpha-2\sin^2\alpha}\\
&d_2=-0{,}25\,;\quad d_2'=+0{,}25\\
&e_2=e_2'=\frac{1}{4}\,\frac{2\alpha\cos\alpha+2\sin\alpha}{\alpha^2+\alpha\sin\alpha\cos\alpha-2\sin^2\alpha}
\end{aligned} \tag{11}$$

$$a_3 = +0{,}25\,; \quad a'_3 = -0{,}25$$

$$b_3 = b'_3 = c_2$$

$$c_3 = c'_3 = -\frac{1}{4}\,\frac{\alpha}{\alpha^2+\alpha\sin\alpha\cos\alpha-2\sin^2\alpha}$$

$$d_3 = d'_3 = 0$$

$$e_3 = e'_3 = \frac{1}{4}\,\frac{2\sin\alpha}{\alpha^2+\alpha\sin\alpha\cos\alpha-2\sin^2\alpha}$$

$$a_4 = a'_4 = \frac{1}{4}\,\frac{\cos^2\alpha}{\alpha-\sin\alpha\cos\alpha}$$

$$b_4 = 0{,}25 \qquad b'_4 = -0{,}25$$

$$c_4 = c'_4 = 0$$

$$d_4 = d'_4 = -\frac{1}{4}\,\frac{1}{\alpha-\sin\alpha\cos\alpha}$$

$$e_4 = e'_4 = 0$$

$$a_5 = a'_5 = 0$$

$$b_5 = b'_5 = e_2$$

$$c_5 = c'^5 = e_3$$

$$d_5 = d'_5 = 0$$

$$e_5 = e'_5 = -\frac{1}{4}\,\frac{2\alpha+2\sin\alpha\cos\alpha}{\alpha^2+\alpha\sin\alpha\cos\alpha-2\sin^2\alpha}$$

Pentru $\varphi<\theta$ se adoptă valorile a_i, b_i, c_i, d_i, e_i, iar cînd $\varphi>\theta$ se adoptă a'_i, b'_i, c'_i, d'_i, e'_i.

3. MODUL DE CONDUCERE A CALCULULUI

Pentru construcția liniei de influență a deplasării la un arc dat (α dat) se calculează invarianții a_i, b_i, c_i, d_i, e_i și a'_i, b'_i, c'_i, d'_i, e'_i cu expresiile (11). Valorile se calculează cu mare exactitate, deoarece numitorii expresiilor au termeni cu valori sensibil egale care se scad (aceasta mai ales pentru unghiuri α mici).

Se fixează secțiunea θ pentru care se calculează linia de influență și se calculează expresiile A_i și A'_i cu relația (10).

Se calculează funcția f pentru unghiuri φ variind de la $-\alpha$ la $+\alpha$ cu ajutorul relației (9), folosind valorile A_i pentru $\varphi<\theta$ și valorile A'_i pentru $\varphi>\theta$.

4. EXEMPLE DE CALCUL

Se calculează linia de influență a deplasării unui arc circular dublu incastrat, cu moment de inerție constant, avînd $\alpha = 90°$ pentru secțiunile $\theta = 0$ și $\theta = 45°$, $\lambda = \frac{r}{d} = 10$. După relațiile (11) se calculează valorile invarianților, transcrișii în tabelul de mai jos :

Tabelul 1

	$\frac{a_i}{a'_i}$	$\frac{b_i}{b'_i}$	$\frac{c_i}{c'_i}$	$\frac{d_i}{d'_i}$	$\frac{e_i}{e'_i}$
$1\ \varphi < \theta$	+0,39270	−0,25	−0,25	0	0,00
$1\ \varphi > \theta$	0,39270	+0,25	+0,25	0	0,00
$2\ \varphi < \theta$	+0,25	−0,4491	−0,8402	−0,25	+1,06975
$2\ \varphi > \theta$	−0,25	−0,4491	−0,8402	+0,25	+1,06975
$3\ \varphi < \theta$	+0,25	−0,8402	−0,84018	0,00	+1,06975
$3\ \varphi > \theta$	−0,25	−0,8402	−0,84018	0,00	+1,06975
$4\ \varphi < \theta$	0,00	+0,25	0,00	−0,15915	0,00
$4\ \varphi > \theta$	0,00	−0,25	0,00	−0,15915	0,00
$5\ \varphi < \theta$	0,00	+1,06975	+1,06975	0,00	−1,68036
$5\ \varphi > \theta$	0,00	+1,06975	+1,06975	0,00	−1,68036

Cu relația (10) se calculează valorile A_i , A'_i , pentru $\theta = 0°$ respectiv 45°.

Tabelul 2

		1	2	3	4	5
$\theta = 0$	A_i	−0,25000	+0,62065	+0,22955	+0,25000	−0,61061
	A'_i	+0,25000	+0,62065	+0,22955	−0,25000	−0,61061
$\theta = 45°$	A_i	−0,0378	+0,3234	+0,1857	+0,0883	−0,3299
	A'_i	+0,5932	+0,2476	−0,1677	−0,2651	−0,3299

Corespunzător fiecărei valori θ se calculează f după relația (9) luînd unghiuri φ cu pasul $\frac{\alpha}{10}$ (*st*, *dr*, în cazul de față din 18° în 18°).

Rezultatele se dau în tabelul 3.

Tabelul 3

		−90°	−72°	−54°	−36°	−18°	0°	+18°	+36°	+54°	+72°	+90°
$\theta = 0°$	f_{st}	0,0000	−0,0037	−0,0069	−0,0034	+0,0045	0,0100					
	f'_{dr}						0,0100	+0,0045	−0,0034	−0,0069	−0,0037	0,00
$\theta = 45°$	f_{st}	0,0000	−0,0064	−0,0165	−0,0223	−0,0190	−0,0065	+0,0104	0,0229			
	f'_{dr}									+0,0208	+0,0074	0,00

S-au mai calculat în plus, pentru $\theta=45°$ și valorile funcției f_{dr} pentru $\varphi=45°$ și $\varphi=81°$ pentru o reprezentare mai fidelă a liniei de influență $\varphi=45°$, $f_{st}=f_{dr}=0{,}0242$.

$$\varphi=81°,\ f_{dr}=-0{,}0025.$$

Liniile de influență se obțin multiplicînd funcția $f_{st,\,dr}$ cu valoarea $\frac{12\lambda^3}{bE}$, conform relației (7). Admițînd $b=1$ m și în mod convențional $E=2{,}4\cdot 10^6$ t/m^2 se obține $\frac{12\lambda^3}{bE}=\left(\frac{1}{2}\,10^4\right)\cdot 10^{-6}$ m/t.

Tabelul 4

	−90°	−72°	−54°	−36°	−18°	0°	+18°	+36°	+54°	+72°	+90°
$\theta=0°$ $v_{\theta\varphi}\,10^6$ m/t	0,0	−18,5	−34,5	−17,0	+22,8	50,0	22,5	−17,0	−34,5	−18,5	0,0
$\theta=45°$ $v_{\theta\varphi}\,10^6$ m/t	0,0	−32,0	−83,0	−112,0	−95,0	−32,0	+52,0	+114,5	+104,0	+37,0	0,0

Corespunzător unghiului $\theta=45°$ și valorilor lui φ, se obține :

$$\varphi=45°,\ v=+121{,}0\cdot 10^{-6}\ \text{m}$$

$$\varphi=81°,\ v=-\ 12{,}5\cdot 10^{-6}\ \text{m}.$$

Diagramele construite cu ajutorul datelor din tabelul 4 sînt date în figura 2 *a* și 2 *b*.

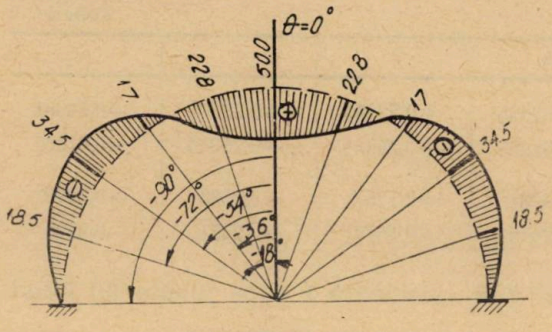


Fig. 2 *a*. Linia de influență a deplasării în secțiune de la cheia arcului ($\theta=0°$) pentru arcul cu deschiderea $2\alpha=180°$.

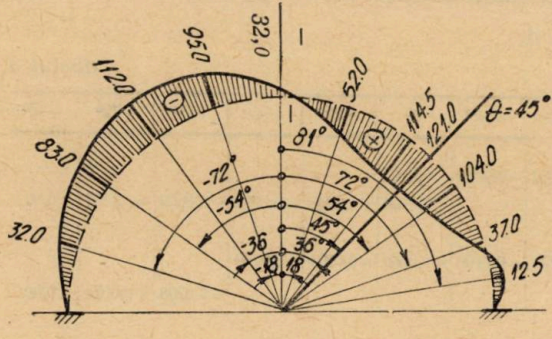


Fig. 2 *b*. Linia de influență a deplasării în secțiunea $\theta=45°$ pentru arcul cu deschiderea $2\alpha=180°$.

CONCLUZII

Liniile de influență dau posibilitatea de a calcula săgeata într-o secțiune oarecare pe un arc încărcat cu un sistem de forțe oarecare radiale. În mod particular interesează săgeata pentru diferite valori θ în cazul încărcărilor distribuite radial.

În acest caz săgeata v_θ datorită unei încărcări radiale distribuite $p=p(\varphi)$ are expresia :

$$v_\theta = \frac{12\lambda^3}{bE} r \int_{-\alpha}^{\alpha} p(\varphi) \cdot f(\alpha, \varphi)\, d\varphi . \qquad (12)$$

Pentru încărcarea uniformă $p=$const. rezultă :

$$v_\theta = \frac{12\lambda^3}{bE} prF(\theta, \alpha) \quad \text{unde} \quad F(\theta, \alpha) = \int_{-\alpha}^{\theta} f_{st} d\varphi + \int_{-\theta}^{\alpha} f_{dr} d\varphi .$$

Relațiile expuse dau posibilitatea construirii diagramelor liniilor de influență în orice secțiune θ, fapt care ajută și ușurează calculul barajelor în arc prin metode spațiale.

BIBLIOGRAFIE

1. Lombardi I., *Les Barrages en voûte mince*, Lausanne 1955.
2. A. Bourgin, *Cours de calcul de barrages*. Paris 1955.
3. S. Timoshenko, *Theory of Structures*. New York 1945.

ЛИНИИ ВЛИЯНИЯ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ДЛЯ КРУГЛЫХ АРОК С РАДИАЛЬНОЙ НАГРУЗКОЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе даны общие выражения линий влияния радиальных перемещений в сечении круглой арки с постоянным моментом инерции, с двойной заделкой для единичной радиальной нагрузки.

Выражения выведены принимая во внимание лишь влияние изгибающих моментов. Эти выражения позволяют построить диаграммы или таблицы линий влияния радиальных перемещений, необходимые при расчете арочных плотин.

Путем интегрирования общих выражений линий влияния для данной радиальной нагрузки, можно определить деформацию арки при соответствующей нагрузке.

Излагается способ постройки линии влияния и дается пример расчета.

Следует заметить что выражения просты, но требуют точности числовых расчетов.

LES LIGNES D'INFLUENCE DES DÉPLACEMENTS POUR LES ARCS CIRCULAIRES, CHARGÉS RADIAIREMENT

(RÉSUMÉ)

Dans l'ouvrage on donne les expressions générales des lignes d'influence des déplacements radials dans la section courante d'un arc circulaire avec momment d'inertie constant doublement encastré, pour la charge unitaire radiale.

Les expressions sont déduites en tenant compte de l'effet des moments fléchissant. Ces expressions permettent la représentation des diagrammes et des tableaux des lignes d'influence des déplacements nécessaires pour le calcul courant des barrages en voûte.

De meme, en intégrant les expressions générales de la ligne d'influence pour une charge radiale donnée, on peut obtenir la déformation de l'arc pour la charge respective.

On présente le mode de construction de la ligne d'influence ainsi qu'un exemple de calcul.

On doit remarquer que les relations sont simples, mais nécessitent de l'éxactitée dans les calculs numeriques.

PROIECTAREA GOLIRILOR CONVERGENT-DIVERGENTE (TIP VENTURI)

DE

V. GHEORGHIU, T. NICOARĂ

În lucrare se dă o metodă de proiectare hidraulică a conductelor de golire, cu secțiune variabilă în lungul lor (confuzor+difuzor), folosite la baraje.

Secțiunea transversală a conductelor de golire poate fi circulară sau dreptunghiulară. Lucrarea se ocupă de conductele de golire ce funcționează liber cu numere Re mai mari decît 10^5 astfel încît coeficientul lui Darcy λ este o funcție numai de rugozitatea pereților conductei. Diagramele de calcul pentru secțiunea dreptunghiulară se referă la acele goliri Venturi ce au secțiunea minimă patrată și lățimea constantă de-a lungul întregii goliri.

Calculul hidraulic al golirilor Venturi este prezentat în lucrările [1] și [2]. Prezenta lucrare este o continuare a acestora.

Se vor utiliza următoarele notații :

a, b — dimensiunile secțiunii dreptunghiulare a difuzorului ;

α — unghiul difuzorului ;

$C=\lambda D^{0,25}$ — coeficient dimensional în formula Scobey ;

$D=4R$ — diametrul secțiunii circulare sau diametrul hidraulic ;

$\Delta=D_1D_2^{-1}$ — raportul diametrelor difuzorului ;

δ — rugozitatea absolută ;

γ — ponderitatea apei ;

h_r — pierderea de sarcină în difuzor ;

$h_{as}=(p_a-p_1)\gamma^{-1}$ — sarcina de aspirație ;

H — sarcina netă ;

$\chi=h_{as}H^{-1}$ — parametrul adimensional al vidului parțial ;

$\chi'=\frac{p_a-p_v}{\gamma H}$ — parametru adimensional al vidului parțial la cavitație ;

$K=\delta D^{-1}$ — rugozitatea relativă ;
$x=a_1a_2^{-1}$ — raportul înălțimilor secțiunilor extreme la difuzorul plan ;
$\lambda_1=0{,}11\,K_1^{0{,}25}$ — coeficientul lui Darcy ;
l, l_1, l_2 — abscise măsurate de la vîrful unghiului de divergență a difuzorului ;
L — lungimea difuzorului ;
m_1, m_2 — coeficienți de debit ai conductei Venturi ;
$m_0=(1+\zeta)^{-0{,}5}$ — coeficient de debit al intrării ;
ν — coeficient cinematic de vîscozitate al apei ;
p, p_a — presiune, presiune atmosferică ;
p_v — presiunea vaporilor saturanți ai apei ;
Q — debitul conductei Venturi ;
ρ — densitatea apei ;
S, S_1, S_2 — secțiuni normale ;
$\sigma=2\rho^{-1}v_1^{-2}(p_1-p_v)$ — coeficient de cavitație ;
$\sigma'=2\rho^{-1}v_1^{-2}p_1-p')$ — coeficientul de depresiune ;
v, v_1, v_2 — viteze medii ;
ζ — coeficientul pierderii de sarcină la intrare ;
$s=s_2/s_1$

1. RELAȚIILE DE CALCUL HIDRAULIC

1.1. La baza calculului hidraulic au stat următoarele ipoteze :

a) Golirile Venturi funcționează în domeniul similitudinii Froude și coeficientul Darcy, λ se poate exprima prin relația :

$$\lambda=\lambda(K)=CD^{-1/4}=0{,}11\,K^{1/4}. \tag{1}$$

b) În domeniul numerelor Re mari ($Re>10^5$) și al unghiurilor mici de divergență ($\alpha<8^\circ$) regimul turbulent în difuzor este similar cu acela din tuburile cilindrice. Deci pierderea de sarcină pe un tronson de difuzor de lungime elementară va fi :

$$dh_r=\lambda\frac{v^2}{2g}\cdot\frac{dl}{D}. \tag{2}$$

c) Pierderea de sarcină în difuzor se va determina prin integrarea pierderilor pe porțiuni elementare :

$$h_r=\int_1^2\lambda\frac{v^2}{2g}\cdot\frac{dl}{D}. \tag{3}$$

1.2. *În cazul secțiunii transversale circulare*, în regim permanent de mișcare această integrală are forma :

$$h_r=\frac{\lambda_1}{4.25\alpha}(1-\Delta^{4.25})\frac{v_1^2}{2g} \tag{4}$$

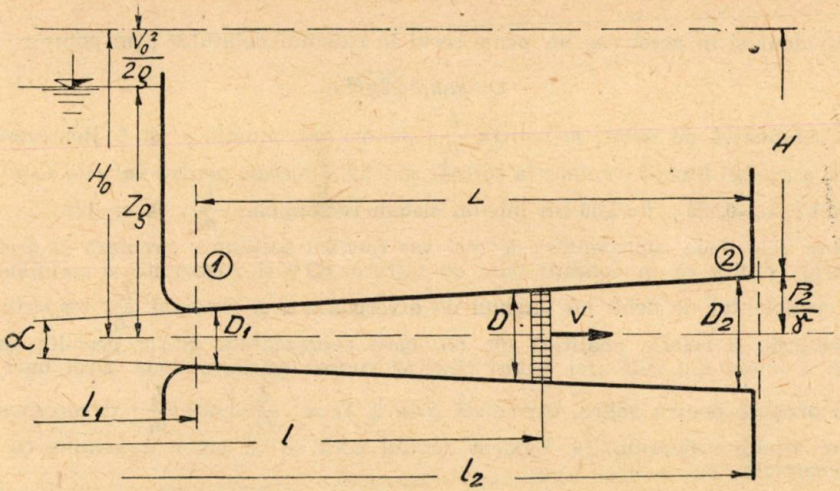


Fig. 1. Schema de calcul a golirilor Venturi.

care folosită în relaţia lui Bernoulli scrisă pentru curentul lichid din golire conduce la : (fig. 1)

$$H=\frac{v_2^2}{2g}+\zeta\frac{v_1^2}{2g}+(1-\Delta^{4.25})\cdot\frac{v_1^2}{2g}\cdot\frac{\lambda_1}{4.25\alpha} \tag{5}$$

sau la forma criterială :

$$m_1^{-2}=\zeta+\Delta^4+\frac{\lambda_1}{4.25\alpha}(1-\Delta^{4.25}) \tag{6}$$

în care m_1 poate servi la calculul debitului prin golire :

$$Q=m_1\frac{\pi D_1^2}{4}\sqrt{2gH} \tag{7}$$

Se observă că $m_1=m_1\left(\alpha_1,\frac{L}{D_1}\right)$ în condiţiile unor valori constante pentru λ_1 şi ζ. Reprezentînd grafic funcţia $m_1=m_1\left(\alpha_1,\frac{L}{D_1}\right)$, într-un sistem $\frac{L}{D_1}$, 0, m_1 se obţin curbele din fig. 2 trasate pentru $\lambda_1=0{,}016$, $\zeta=0{,}07$ şi α variind parametric $\alpha=1°\ldots6°$ [1]. Această reprezentare formează diagrama criterială a conductelor Venturi de secţiune circulară.

1.3. *Cazul secţiunii transversale dreptunghiulare.* Pentru această secţiune integrala (3) în regim permanent devine [2] :

$$h_r=\frac{2}{9}\cdot\frac{\lambda_1}{\alpha}\left(1+\frac{a_1}{b}\right)^2(1-\Delta^{2.25})\frac{v_1^2}{2g} \tag{8}$$

care conduce la forma criterială :

$$m_1^{-2}=\zeta+x^2+0.222\frac{\lambda_1}{\alpha}\left(1+\frac{a_1}{b}\right)^2(1-\Delta^{2.25})\cdot \tag{9}$$

Evident și în acest caz m_1 poate servi la calculul debitului prin golire :

$$Q=m_1 a_1 b\sqrt{2gH}. \tag{10}$$

Coeficientul de debit, $m_1=m_1\left(\alpha, \frac{L}{a_1}\right)$ pentru un anumit λ_1 și ζ. Reprezentarea grafică a acestei funcții conduce la curbele din fig. 3 trasate pentru valorile $\alpha=1°\ldots 6°$ și $\zeta=0{,}1$; $\lambda_1=0{,}035$; $b=5{,}00$ cm într-un sistem rectangular $\frac{L}{a_1}$, 0, m_1 [2].

Din cele două reprezentări de mai sus (pentru secțiunea circulară și dreptunghiulară) rezultă că în condiții date de intrare (ζ)[1]) și rugozitate a pereților (λ_1), între coeficientul de debit m_1 unghiul de divergență α și raportul $\frac{L}{D_1}$ respectiv $\frac{L}{a_1}$ se stabilește o relație analitică (6), (9), care reprezentată grafic permite găsirea rapidă a uneia din cele trei valori cînd se cunosc celelalte două. Deci unei geometrii propuse pentru golire, exprimată prin ζ, λ_1, α, $\frac{L}{D_1}\left(\text{sau } \frac{L}{a_1}\right)$ îi corespunde o valoare m_1 bine determinată. Evident debitul golit se va putea determina cu relația (7) sau (10).

2. CONDIȚIILE RESTRICTIVE DE FUNCȚIONARE A GOLIRILOR VENTURI ȘI INFLUENȚA LOR ASUPRA DETERMINĂRII LUI m_1

2.1. *Condiția de existență a similitudinii Froude*, exprimată prin $Re_1>10^5$ este considerată satisfăcută prin ipoteză. Această ipoteză corespunde realității avînd în vedere vitezele în general mari, cu care lucrează golirile barajelor.

2.2. *Condiția de evitare a eroziunii* limitează pentru conducte din beton viteza maximă la 30 m/s.

2.3. *Condiția de evitare a desprinderii curentului* lichid se respectă prin limitarea unghiului de divergență la maximum 6° (conform experimentărilor din [2] și alte lucrări). De asemenea este necesar să se respecte o anumită valoare maximă pentru raportul s. Conform concluziilor din [2] la golirile Venturi $s=4$. Ecuațiile (6) și (9) se pot pune sub formele :

$$m_1^{-2}=\zeta+s^{-2}-0.235\,\frac{1-s^{-2.13}}{1-s^{0.5}}\,\lambda_1\,\frac{L}{D_1} \tag{11}$$

pentru secțiunea circulară și :

$$m_1^{-2}=\zeta+s^{-2}+0.222\left(1+\frac{a_1}{b}\right)\left[1-\left(\frac{s+\frac{b}{a_1}}{1+\frac{b}{a_1}}\cdot\frac{1}{s}\right)^{2.25}\right]\frac{\lambda_1}{s-1}\cdot\frac{L}{a_1} \tag{12}$$

pentru secțiunea dreptunghiulară.

Pentru valori ζ, λ_1, s respectiv ζ, λ_1, s, a_1 b date, rezultă :

$$m_1^{-2}=f_1\left(\frac{L}{D_1}\right) \tag{13}$$

---

[1]) Sub condiții de intrare se înțelege influența formei părții confuzoare a golirii asupra coeficientului de debit m_1. Această influență se prinde în calcul prin coeficientul ζ. Determinarea lui se face prin modelare în laborator sau, la anteproiecte, folosind manualele de specialitate ca „Îndrumător pentru calcule hidraulice", P. G. Chiselev, „Construcții hidrotehnice" — M. M. Grișin.

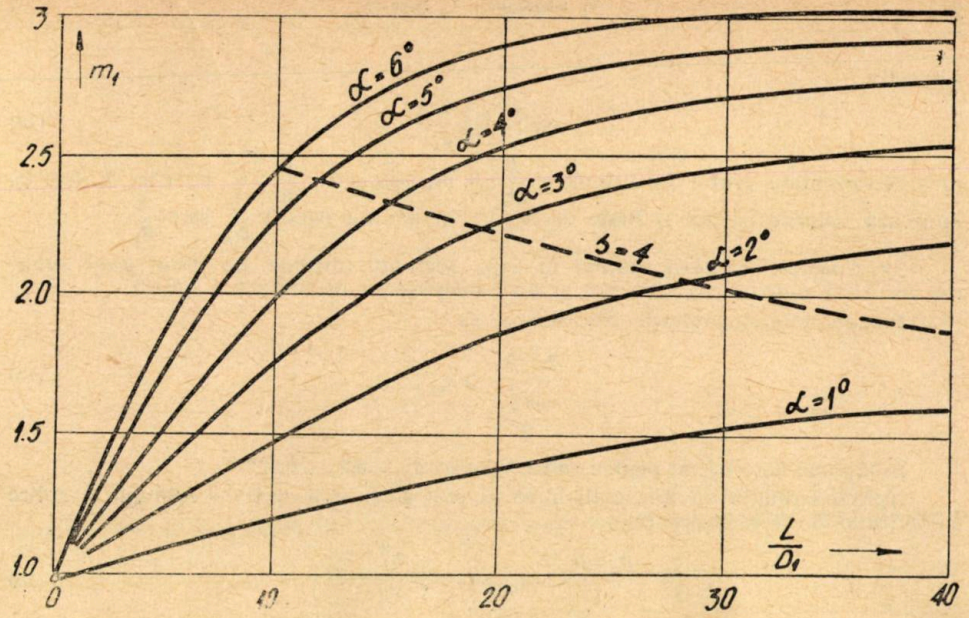


Fig. 2. Diagrama criterială a conductelor Venturi de secţiune circulară (λ=const. ; ζ=const.).

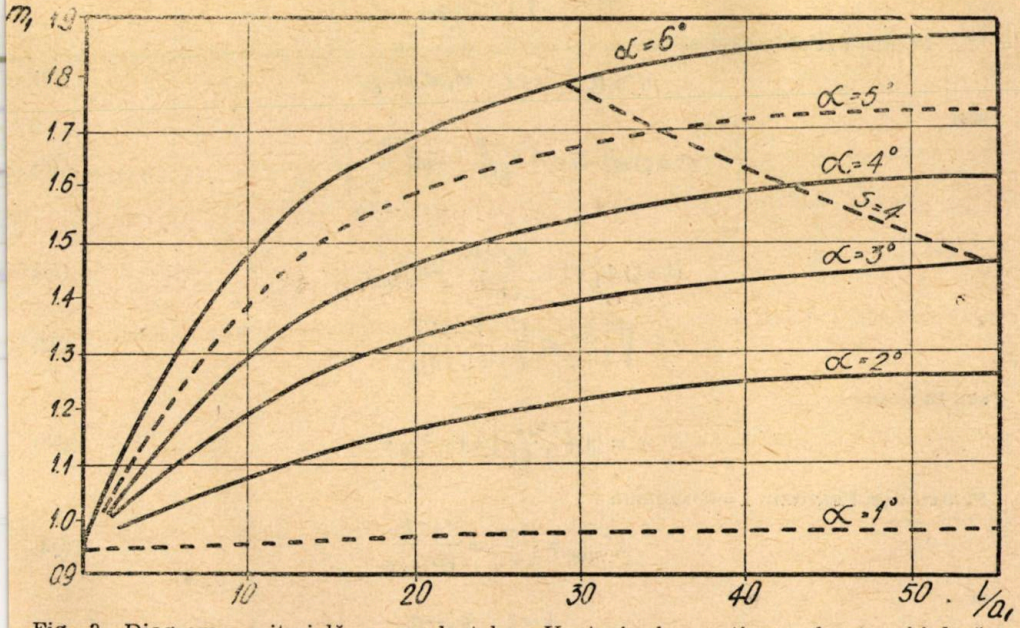


Fig. 3. Diagrama criterială a conductelor Venturi de secţiune dreptunghiulară (λ=const. ; =const. ; b=const.).

respectiv :

$$m_1^{-2}=f_2\left(\frac{L}{a_1}\right) \tag{14}$$

care reprezentate grafic în sistemele $\frac{L}{D_1}$, 0, m_1 respectiv $\frac{L}{a_1}$, 0, m_1 (fig. 2, fig. 3), limitează valorile ce pot fi luate de m_1 la un anumit raport $\frac{L}{D_1}$ sau $\frac{L}{a_1}$.

2.4. *Condiția limitării vidului* în zona secțiunii minime are drept scop evitarea formării zonelor cavitaționale și deci distrugerea prematură a golirii.

Pentru evitarea cavitației este necesar ca :

$$\frac{p_1-p_v}{\frac{\rho v_1^2}{2}}>\sigma_{cr}. \tag{15}$$

În [2] s-au determinat pentru goliri Venturi $\sigma_{cr}=0{,}2\ldots 0{,}3$.

Aplicînd relația lui Bernoulli între nivelul amonte și secțiune minimă la golire cu secțiune liberă se obține [2] :

$$\frac{p_a-p_1}{\gamma}=h_{as}=(1-\zeta)\frac{v_1^2}{2g}-H \tag{16}$$

sau

$$\chi=\frac{h_{as}}{H}=(1-\zeta)\,m_1^2-1\,;\quad n_1=\sqrt{\frac{1+\chi}{1+\zeta}} \tag{17}$$

și la cavitație :

$$m_{1\,cr}=\sqrt{\frac{1+\chi'}{1+\zeta+\sigma_{cr}}} \tag{18}$$

Pentru evitarea cavitației

$$p_1\geqslant p_v \quad \text{sau} \quad m_1\leqslant m_{1\,cr} \tag{19}$$

sau

$$(1+\zeta)\,m_1^2-1\leqslant\frac{p_a-p_v}{\gamma H}-m_1^2\frac{p_1-p_v}{\frac{\rho v_1^2}{2}} \tag{20}$$

$$(1+\zeta)\,m_1^2-1\leqslant\frac{p_a-p_v}{\gamma H}-m_1^2\sigma_{cr}. \tag{21}$$

$$\sqrt{\frac{1+\chi}{1+\zeta}}\leqslant\sqrt{\frac{1+\chi'}{1+\zeta+\sigma_{cr}}}. \tag{22}$$

sau la limită :

$$\chi'=\left(1+\frac{\sigma_{cr}}{1+\zeta}\right)\chi+\frac{\sigma_{cr}}{1+\zeta}. \tag{23}$$

Pentru cazul extrem $\chi=0$ obținem :

$$\chi'_{min}=\frac{\sigma_{cr}}{1+\zeta}=\frac{p_a-p_v}{\gamma H_{max}} \tag{24}$$

și

$$H_{max}=\frac{1+\zeta}{\sigma_{cr}}\cdot\frac{p_a-p_v}{\gamma}. \tag{25}$$

Remarcăm că reprezentarea grafică a relației (18) într-un sistem rectangular χ, 0, m_1 sau la cavitație χ', 0, m_{1cr} (fig. 4) permite determinarea rapidă a valorii m_{1cr} corespunzător lui χ' la un coeficient de cavitație σ_{cr} de o anumită valoare. Odată cunoscut χ' se poate calcula H la apariția cavitației pentru h_{as} în condițiile de presiune atmosferică și temperatură în care va lucra golirea. Folosind aceeași reprezentare grafică a relației (18) se poate afla χ' și m_{1cr} plecînd de la h_{as} și H al golirii considerat ca H_{max}.

Deci condiția restrictivă de evitare a cavitației determină coeficientul de debit m_1 în raport cu sarcina golirii H, sarcina de aspirație la apariția cavitației și coeficientul de cavitație. Separarea celor două cazuri de goliri Venturi (circulară și dreptunghiulară) din punctul de vedere al acestei condiții se face numai prin σ_{cr} (rezultat experimental 0,2 ... 0,3, [2]).

3. METODA DE CALCUL PROPUSĂ

La calculul hidraulic al unei goliri Venturi cu eșire liberă a apei în aval se cunosc inițial următoarele elemente :

— sarcina de lucru a golirii H ;
— lungimea golirii L ;
— debitul ce urmează a fi evacuat Q ;
— forma secțiunii transversale a golirii ;
— materialul pereților ;
— temperatura apei ;
— presiunea atmosferică.

Este necesar să se aleagă geometria intrării și să se determine unghiul de divergență și secțiunea minimă respectînd condițiile restrictive ale mișcării apei prin golire.

Calculul se va face etapizat astfel :

În etapa I-a se stabilesc valorile ζ, σ_{cr}, h_{as}, în funcție de geometria intrării ; L lungimea golirii, debitul de evacuat și rugozitatea geometrică a pereților în funcție de materialul folosit.

În etapa a II-a se calculează valoarea $\chi = \frac{h_{as}}{H}$ și cu ajutorul curbelor ce reprezintă grafic relația (18), determinăm pe m_1. Se determină apoi D_1 respectiv $a_1 \cdot b$ cu relația (7) respectiv (10). Valoarea coeficientului λ_1 rezultă din (1) cunoscînd rugozitatea materialului folosit la construcția golirii.

Odată cunoscuți λ_1, m_1 și $\frac{L}{D_1}$ respectiv $\frac{L}{a_1}$ se poate determina unghiul de divergență folosind reprezentarea grafică a relației (6) respectiv (9).

Ținînd cont că trebuie îndeplinită și condiția raportului s vom reține doar valorile α ce se găsesc sub curba $m_1\left(\alpha, \frac{L}{D_1}\right)$ respectiv $m_1\left(\alpha, \frac{L}{a_1}\right)$ trasată pentru $s = s_{lim}$. În această lucrare $s_{lim} = 4$.

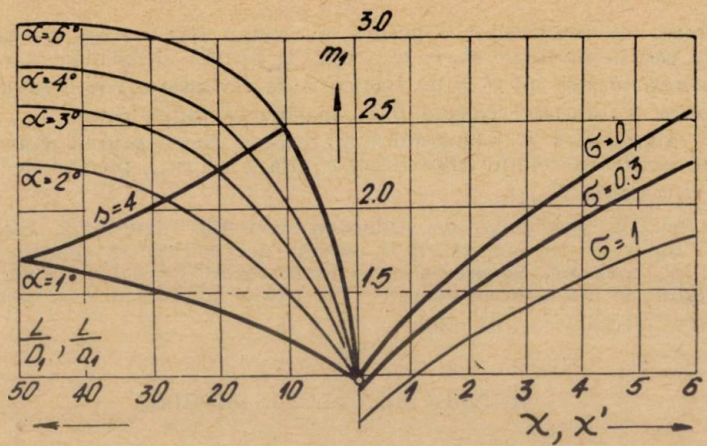


Fig. 4. Aplicarea relației de condiție pentru evitarea cavitației.

4. CONSTRUCȚIA CURBELOR DE CALCUL

4.1. Secțiunea circulară

Pentru legătura funcțională m, χ, σ, ζ se folosește relația (18) unde se face notația $A=\zeta+\sigma$. Această relație s-a calculat și reprezentat pentru valori $\chi=0\ldots3$ și $A=0$; 0,2 ; 0,4 ; 0,6 ; 0,8 ; 1,0 ; 1,5 ; 2,0 ; 2,5 ; 3 ; 3,5 ; 4 ; 4,5 ; 5,0 ceea ce corespunde următoarelor valori limită pentru caracteristicele golirii : $H=\infty\ldots3{,}3$ m ; $\zeta\leqslant4{,}8$. Pentru legătura funcțională $m, \frac{L}{D_1}, \alpha, \zeta$ se folosește relația (6) pusă sub forma :

$$m_1^{-2}-\zeta=f\left(\lambda_1, \frac{L}{D_1}, \alpha\right) \tag{26}$$

și reprezentată separat pentru $\lambda_1=0{,}015$; 0,020 ; 0,025 ; 0,030 ; 0,035. Pentru o anumită valoare λ_1 relația devine :

$$m_1^{-2}-\zeta=f_1\left(\frac{L}{D_1}, \alpha\right) \tag{27}$$

ce s-a reprezentat parametric în raport cu α în sistemul $(m_1^{-2}-\zeta), 0, \frac{L}{D_1}$.

Legătura între m_1^{-2}, m_1 s-a reprezentat în sistemul $m_1^{-2}, 0, m_1$ și constituie o curbă de calcul auxiliară.

În fig. 5 se dă o reprezentare informativă a legăturii funcționale m, χ, σ, ζ, prin curbele din familia I, a legăturii funcționale $m, \frac{L}{D_1}, \alpha, \zeta$ prin curbele din familia II-a și a legăturii auxiliare m_1^{-2}, m_1 prin curba III-a.

În figurile 6 ... 10 sînt reprezentate diagramele de calcul pentru valorile λ_1 indicate.

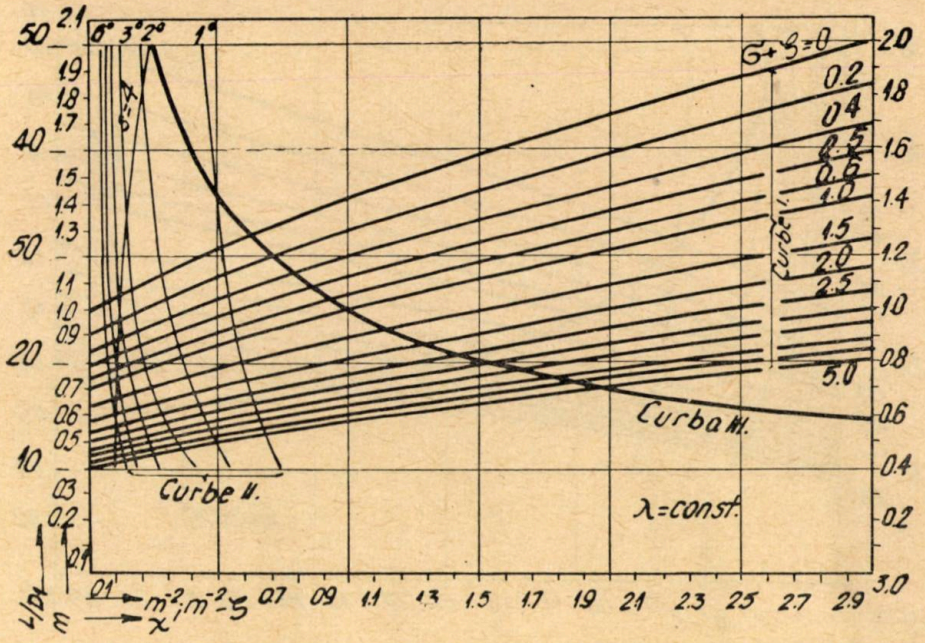


Fig. 5. Curbe tip pentru calculul grafic al conductelor scurte convergent-divergente (λ_1=const.).

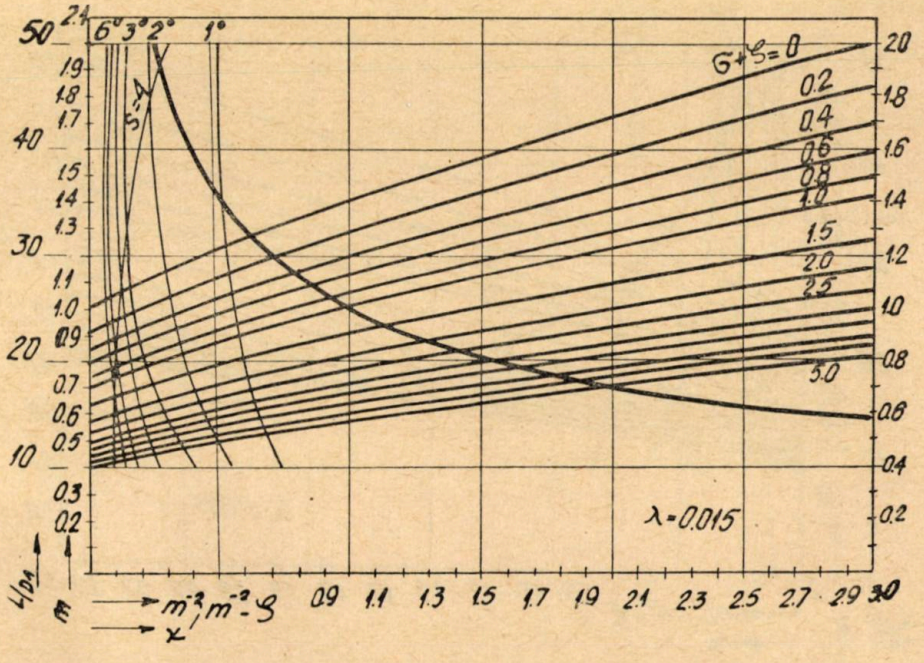


Fig. 6. Diagrama de calcul pentru secţiunea circulară ; λ_1=0,015.

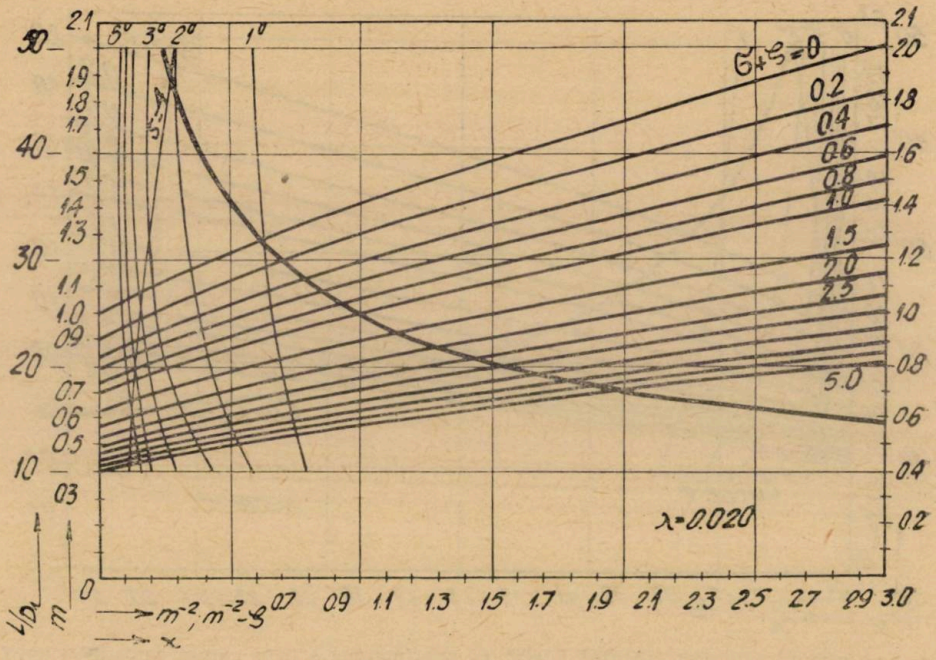


Fig. 7. Diagrama de calcul pentru secţiunea circulară ; λ_1=0,020.

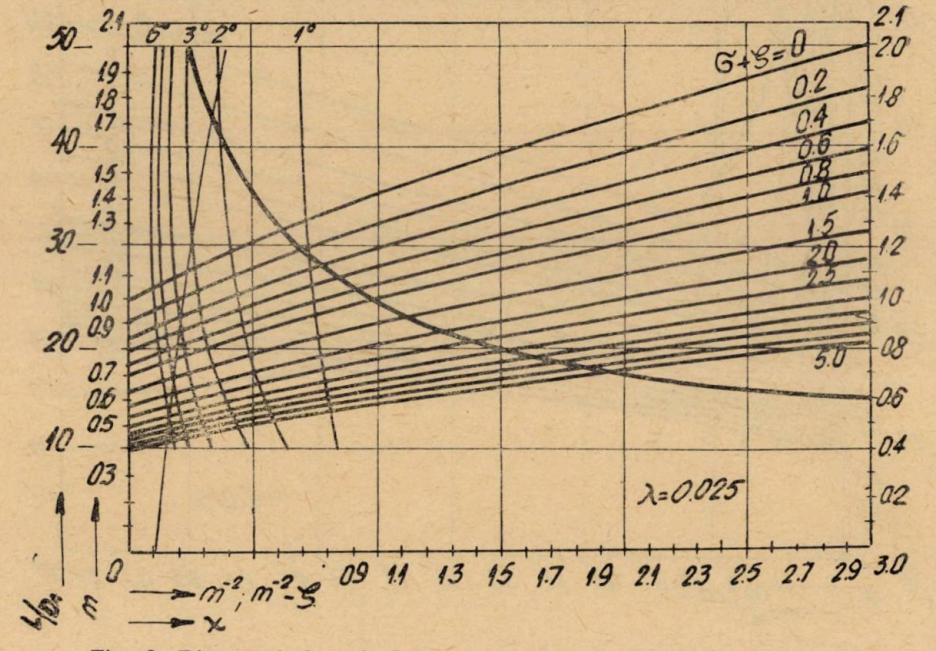


Fig. 8. Diagrama de calcul pentru secţiunea circulară ; λ_1=0,025.

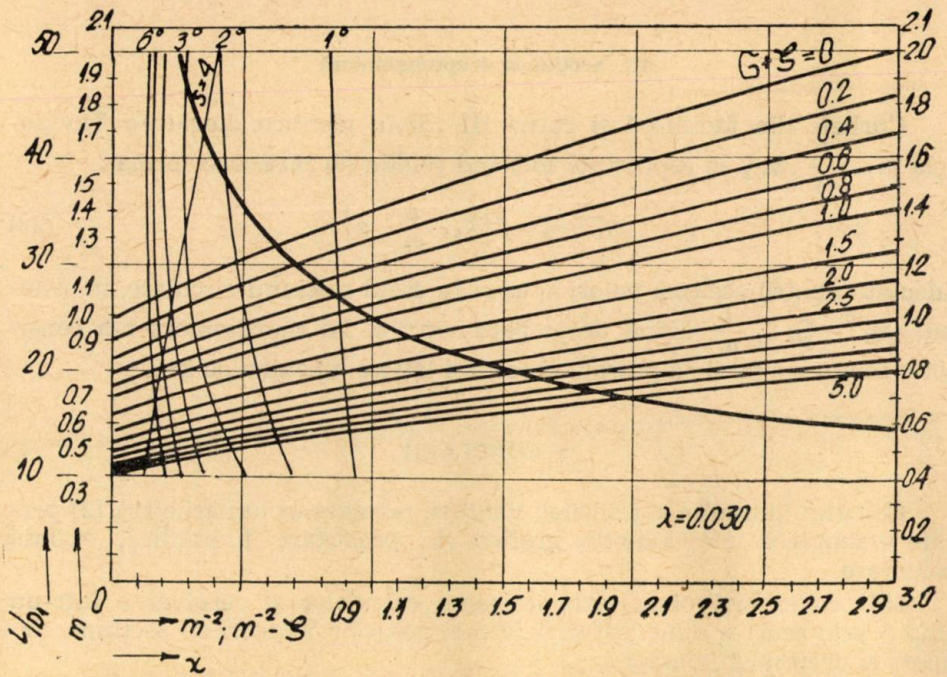


Fig. 9. Diagrama de calcul pentru secţiunea circulară ; λ_1=0,030.

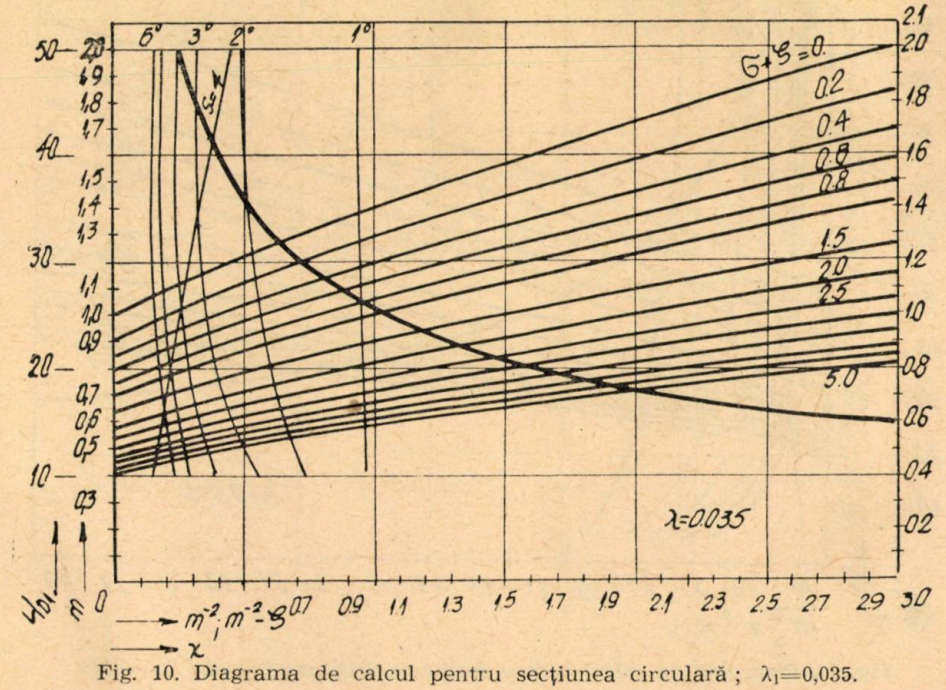


Fig. 10. Diagrama de calcul pentru secţiunea circulară ; λ_1=0,035.

4.2. Secțiunea dreptunghiulară

Curbele din familia I și curba III rămîn identice. Legătura funcțională m_1, $\frac{L}{a_1}$, α, ζ se reprezintă folosind relația (9) pusă sub forma :

$$m_1^{-2}-\zeta=f\left(\lambda_1, \frac{L}{a_1}, \alpha\right) \tag{28}$$

calculată pentru aceleași valori λ_1 ca și în cazul secțiunii circulare, în sistemul $(m_1^{-2}-\zeta)$, 0, $\frac{L}{a_1}$ avînd drept parametru α. La reprezentare s-a considerat secțiunea minimă patrată și aceeași lățime b pentru golire.

5. CONCLUZII

Calculul hidraulic al golirilor Venturi, rezolvat în lucrările [1], [2] permite elaborarea unei metode grafice de proiectare hidraulică, expusă în lucrare.

Metoda expusă oferă sistematizarea calculelor și rezolvarea într-un timp foarte scurt a dimensionării formei golirilor Venturi de secțiune circulară și dreptunghiulară.

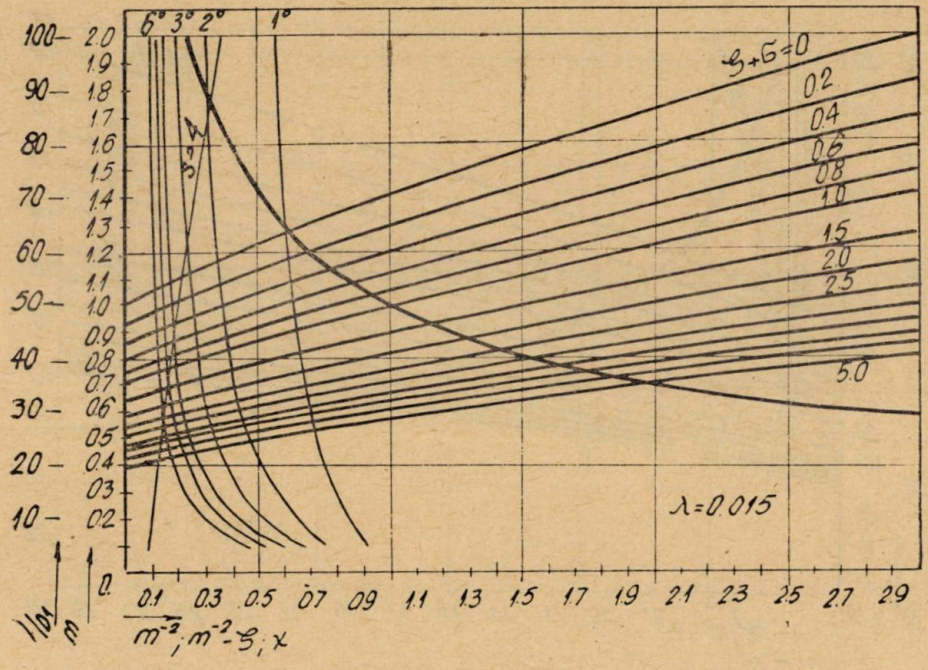


Fig. 11. Diagrama de calcul pentru secțiunea dreptunghiulară ; λ_1=0,015.

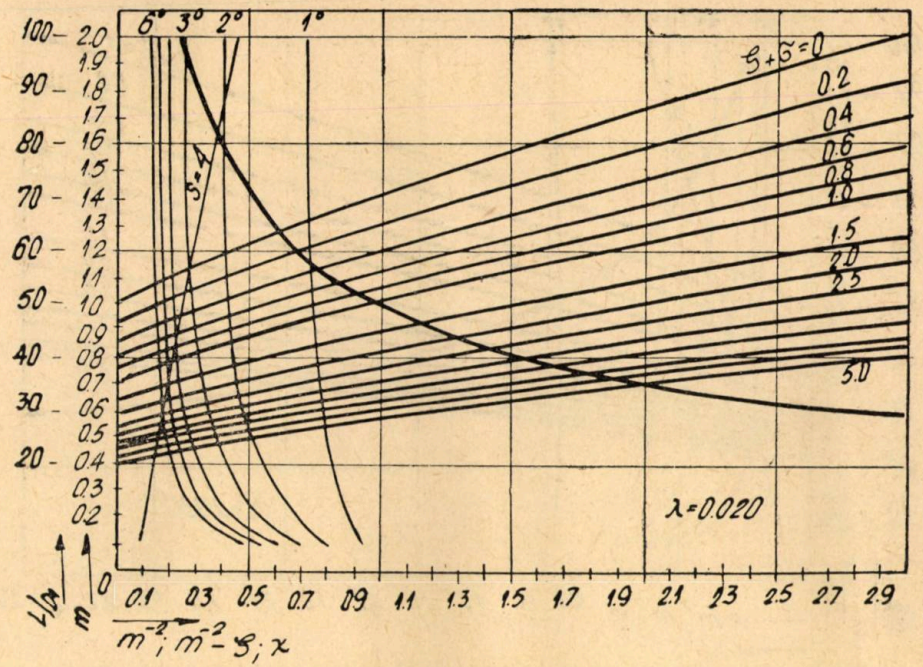


Fig. 12. Diagrama de calcul pentru secțiunea dreptunghiulară ; λ_1=0,020.

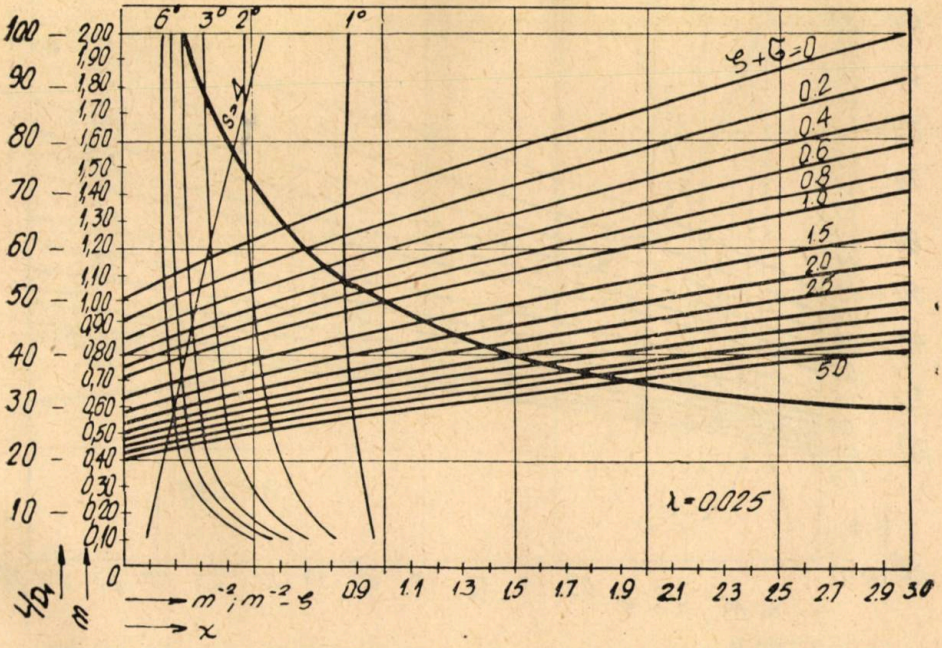


Fig. 13. Diagrama de calcul pentru secțiunea dreptunghiulară ; λ_1=0,025

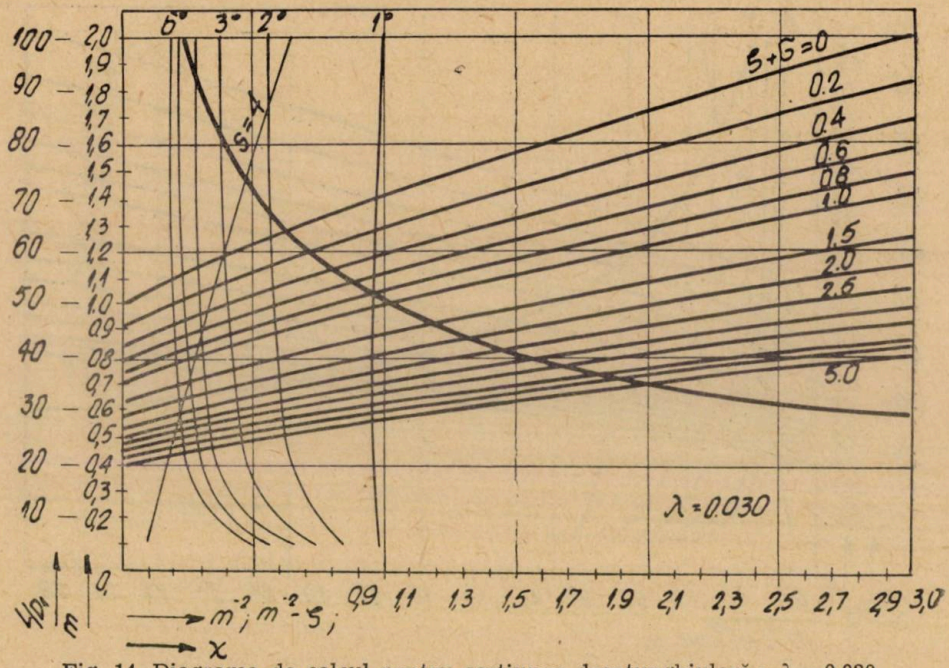


Fig. 14. Diagrama de calcul pentru secţiunea dreptunghiulară ; λ_1=0,030.

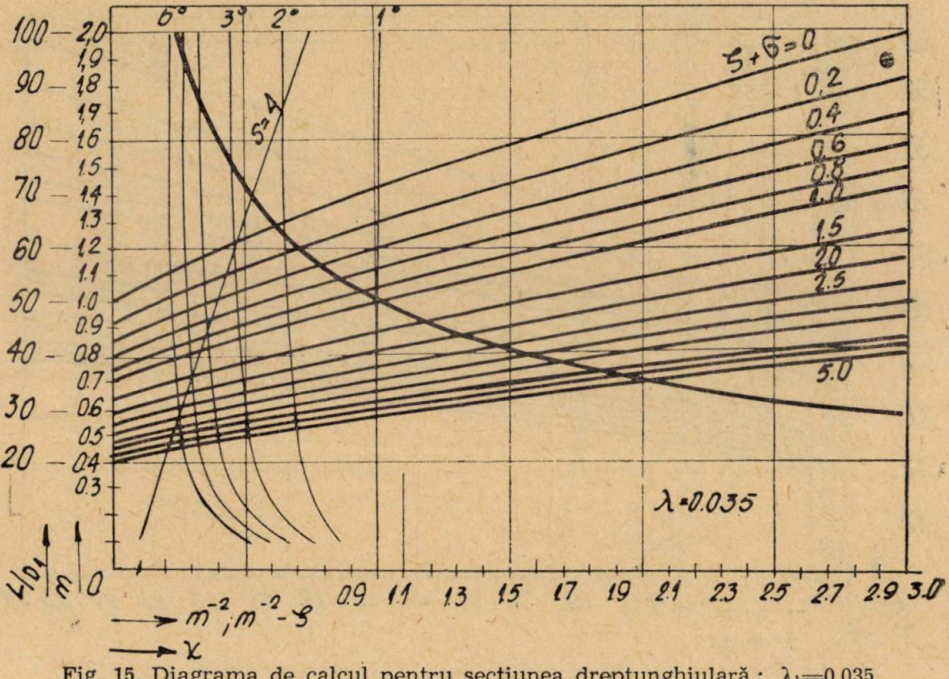


Fig. 15. Diagrama de calcul pentru secţiunea dreptunghiulară ; λ_1=0,035.

BIBLIOGRAFIE

1. V. Gheorghiu, Studiul hidraulic al golirilor Venturi pentru baraje, Buletin ştiinţific şi tehnic al I.P.T., Tom. 8 (22) Fasc. 1 (1963).
2. V. Gheorghiu şi T. Nicoară, Contribuţii teoretice şi experimentale la dimensionarea hidraulică a golirilor Venturi pentru baraje. Comunicările conferinţei de maşini hidraulice din septembrie 1964, Partea III.
3. V. Gheorghiu şi T. Nicoară, Contribuţii teoretice şi experimentale la dimensionarea hidraulică a golirilor Venturi pentru baraje, Studii şi cercetări de mecanică aplicată. Tom 21, nr. 2, 1966. Ed. Acad. R.S.R.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ СХОДЯЩИХСЯ-РАСХОДЯЩИХСЯ ГАЛЕРЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

Приводится метод быстрого гидравлического проектирования коротких сходящихся-расходящихся труб применяемых в качестве галерей для плотин. Метод основывается на критериальном выражении установленном в двух предыдущих работах для круговых и прямо угольных труб. Приводится графики позволяющие быстро спроектировать такой тип трубы. Принимались во внимание оградительные условия применения сходящихся-расходящихся труб (избежение кавитации, эрозии и срыва от стен).

По сравнению с имеющимся методом проектирования труб, метод предложенный в настоящий работе обоснован теоретически проверен опытным путем и дает экономию времени.

LE PROJETAGE DES VIDAGES CONVERGENTS-DIVERGENTS (DU TYPE VENTURI)

(RESUMÉ)

L'ouvrage présente une méthode de projetage hydraulique rapide des conduites courtes convergentes-divergentes, qui peuvent être utilisées comme vidages, aux barrages.

La méthode se base sur la relation critérialle établie dans deux ouvrages antérieurs pour des conduites circulaires et réctangulaires.

L'ouvrage contient une série de graphiques qui pérmettent l'effectuation rapide des projets de ce type de conduites.

On a eu en vue les conditions restrictives de l'utilisation des conduites convergentes-divergentes (l'évitement de la cavitation, des décollages des parois et de leur érosion).

En rapport à la méthode utilisée actuellement à l'étude de ces conduites les propositions contenues par l'étude présent ont une base théoretique rationnelle, vérifiée expérimentalement et nécessitent un temps de travail plus court.

CERCETĂRI ASUPRA REZISTENȚEI LA FORFECARE A NISIPURILOR SUPUSE VIBRĂRII

DE

M. PĂUNESCU, G. VELCU și V. HAIDA

1. INTRODUCERE

Proiectarea și executarea unor fundații de mașini sau agregate, proiectarea blocurilor de locuințe în regiuni seismice, proiectarea terasamentelor pentru lucrările de drumuri și căi ferate, ca și alte lucrări de fundații necesită cunoașterea comportării pămînturilor sub efectul vibrațiilor. Neglijarea influenței regimului dinamic de solicitare mai ales în cazul terenurilor nisipoase, cauzează de obicei repercusiuni grave în privința exploatării normale a construcțiilor [3], [8].

Analizînd cauzele care au dus la prăbușirea unor clădiri și edificii cu ocazia diferitelor cutremure [3], s-a putut constata că un rol deosebit de important revine schimbării proprietăților mecanice a terenului de fundație sub efectul dinamic. Comportarea unor edificii asemănătoare, în condiții diferite de fundare, a fost cu totul diferită, cele fundate pe terenuri compacte suferind puțin de pe urma cutremurelor, pe cînd cele fundate pe terenuri aluvionare, într-o stare mai puțin compactă, au fost complet scoase din lucru.

Stabilitatea terenurilor necoezive este asigurată de forțele de frecare ce există între particulele de teren, fiind funcție de forma, granulometria și gradul de îndesare a acestora ca și de compoziția mineralogică a fazei solide. Cedarea acestor terenuri, (pierderea echilibrului) se produce prin formarea în interiorul masei neomogene a unor suprafețe de lunecare, în cuprinsul cărora, eforturile tangențiale ce iau naștere depășesc rezistențele la tăiere a terenului considerat.

Aceste suprafețe de lunecare se crează pe o suprafață neregulată ce unește punctele de contact dintre particule, datorită faptului că rezistența la tăiere a particulelor depășește cu mult rezistența de frecare din jurul punctelor de contact. Comportarea sub sarcini a terenurilor este condiționată în special de posibilitatea de a opune o astfel de rezistență, încît deformațiile ce se produc să nu devină prea mari, respectiv ca în interiorul masei de teren să nu apară suprafețe de lunecare [4], [5]. Eliminarea posibilității apariției suprafețelor de lunecare cere ca în masa de teren să nu

apară eforturi tangențiale mai mari decît rezistența de forfecare a terenurilor. Din aceste considerații rezultă că determinarea rezistenței de forfecare a terenurilor la un efort normal cunoscut, este de cea mai mare importanță [2].

Datorită modificărilor importante ce au loc îndeosebi în masa de nisip în regim de vibrații, studiul geotehnic al terenului în zonele seismice trebuie să fie executat cu mare atenție, determinîndu-se toți factorii ce pot influența comportarea terenului [1]. Studiile trebuie să se refere la compoziția granulometrică, mineralogică, umiditatea nisipului, gradul de îndesare și nivelul apelor subterane.

Lucrarea de față prezintă cercetări referitoare la modificarea rezistenței la tăiere a nisipurilor în domeniul de acțiune a vibrațiilor provocate de cutremure. În acest sens accelerațiile vibrațiilor au fost astfel stabilite încît să fie cuprinse în scara de intensitate a cutremurelor de gradul IV—IX, conform scării Mercalli modificată.

S-au mai urmărit punerea în evidență a influenței unghiului făcut de direcția de acțiune a oscilațiilor cu orizontala ca și a umidității nisipului considerat.

2. APARATURA FOLOSITĂ ȘI METODICA CERCETĂRILOR

a) Aparatura folosită

Aparatura a fost montată după schema din figura 1 și cuprinde următoarele părți principale :

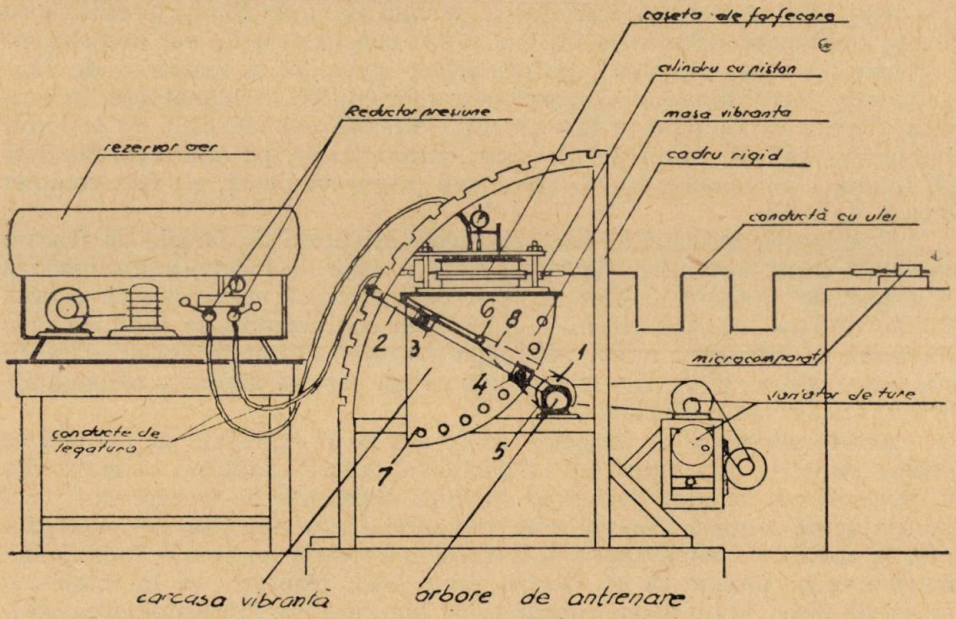


Fig. 1. Schema instalației de forfecare a pămîntului sub efectul vibrațiilor.

Masa vibrantă (proiectată de autori după [9]) este formată dintr-un cadru spațial rigid, confecționat din profile laminate. Pe acest cadru este fixat motorul de antrenare, variatorul de rotații cu cilindrii conici, și arborele de antrenare al carcasei vibrante.

Mișcarea de rotație de la motorul de antrenare se transmite la arborele de antrenare a carcasei prin intermediul variatorului de ture.

Pe arborele de antrenare se află un excentric *(1)*, care transformă mișcarea de rotație a arborelui în mișcare rectilinie alternativă prin intermediul unei biele *(8)*. Biela *(8)* se află prinsă articulat de carcasă prin intermediul bolțurilor *(6)*.

Carcasa în mișcare, glisează pe două tije laterale *(2)*, în două perechi de bucșe *(3)* și *(4)*. Cele două tije sînt fixate la partea inferioară pe lagărele arborelui de antrenare *(5)* iar la partea superioară se prind de cadrul fix în poziția necesară experimentării (incluzînd cu orizontala un unghi ce variază din 4,5 în 4,5 grade).

Placa superioară rămîne în permanență orizontală, lucru ce se realizează prin rotirea carcasei în jurul bucșelor *(3)*, (centru de rotație) și fixarea sa la partea inferioară în orificiile plăcilor laterale *(7)*.

Modificarea amplitudinii de mișcare a plăcii vibrante se face simplu, prin rotirea bucșei excentrice față de arborele excentric; astfel se poate varia amplitudinea continuu de la 0—9 mm.

Accelerația vibrației se poate modifica prin schimbarea amplitudinii de mișcare a plăcii vibrante, prin schimbarea frecvenței de oscilație cu ajutorul șaibelor de antrenare de la motor sau arborele de pe cadru, sau acționînd prin intermediul variatorului de ture cu posibilitatea de majorare sau micșorare continuă a turației transmisă de motor, de la $^3/_1$ la $^1/_3$.

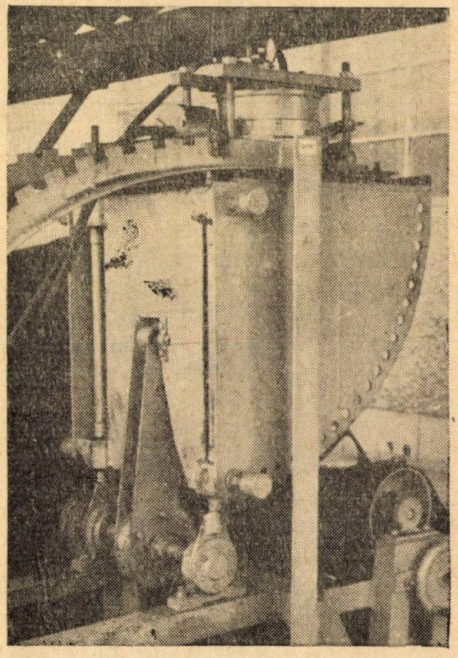


Fig. 2. Instalația de forfecare cu placa vibrantă acționată de forța oscilatoare verticală.

Caseta de forfecare compusă din două părți principale (fig. 3). Partea inferioară *(1)* se fixează rigid pe placa vibrantă *(2)*. În interiorul ei se află o placă cilindrică *(3)* cu orificii, peste care se așează o sită și apoi proba de forfecat.

În partea superioară mobilă glisează un piston *(4)* deasupra unei plăci de reazem cu orificii *(5)*, ce face contactul cu proba printr-o sită.

Acționarea pistonului superior în vederea exercitării presiunii normale verticale se face prin intermediul unei camere de cauciuc *(6)* în care

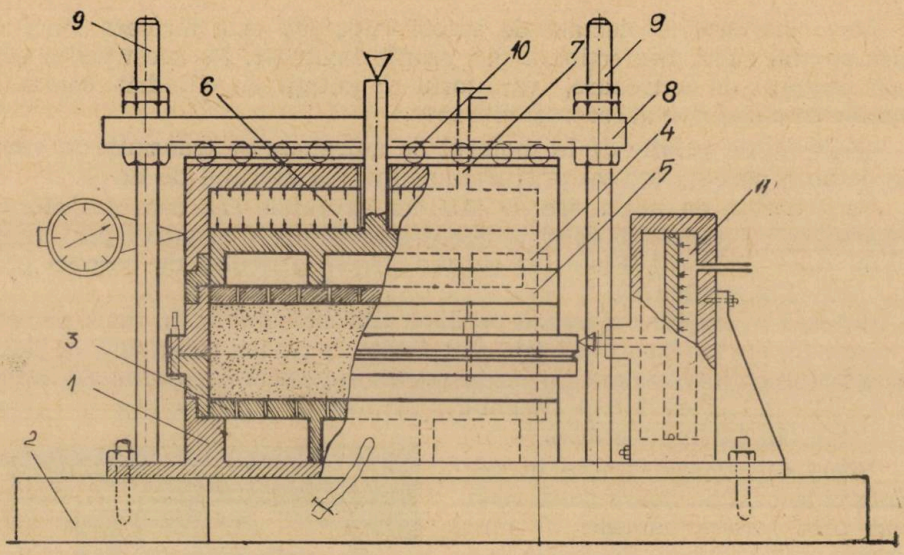


Fig. 3. Alcătuirea constructivă a casetei de forfecare.

se introduce aer comprimat printr-un orificiu *(7)* ce se află practicat în caseta superioară.

Pentru a opri ridicarea părții superioare, (tendință manifestată la forfecare) aceasta se realizează prin intermediul a două bare *(8)*, și patru tije *(9)* prinse de placa inferioară. Partea superioară a casetei și cele două bare sînt prevăzute cu canale și role de rulmenți *(10)* permițînd o alunecare ușoară a casetei superioare în direcție orizontală (în momentul acționării sarcinii de forfecare).

Forța orizontală de forfecare se realizează tot cu aer comprimat ce acționează prin intermediul unei camere de cauciuc asupra unui piston, aflat într-o cameră cilindrică orizontală *(11)*.

Realizarea presiunii normale și a forței orizontale de forfecare prin intermediul camerelor de cauciuc a dus la eliminarea forțelor de inerție ce pot apare în cazul folosirii încărcării directe cu greutăți (din cauza vibrațiilor).

Caseta de forfecare pregătită pentru încercări este arătată în fig. 4.

Instalația pentru realizarea presiunii formată dintr-un compresor de aer cu o presiune de 6 atmosfere, două reductoare de presiune și conductele de legătură. Reductoarele distribuie aerul necesar aplicării presiunii, unul pentru cea verticală menținută constant, iar cealaltă pentru forța orizontală care efectuează forfecarea și care crește lent pînă în momentul cedării (forfecării) probei.

Conductele de legătură sînt confecționate din cauciuc flexibil pentru a reduce influența inerției masei lor în timpul încercărilor, avînd însă o rezistență suficientă pentru a nu se deforma în urma aplicării presiunii.

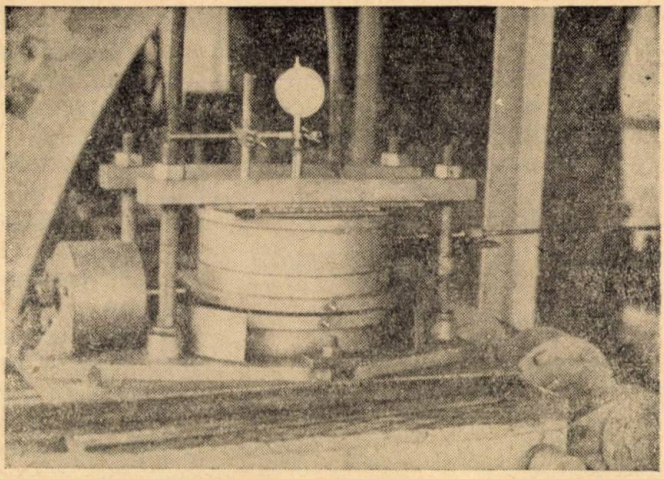


Fig. 4. Caseta de forfecare pregătită pentru încercare.

Dispozitivele de măsurare : un microcomparator montat pe tija pistonului (*4*) servește pentru măsurarea deplasării pe verticală a casetei (fig. 3). Deplasarea orizontală a casetei mobile se măsoară printr-un dispozitiv format dintr-o conductă de cupru cu diametrul mic în formă de spirală umplută cu ulei și prevăzută la ambele capete cu cîte un cilindru în care glisează cîte un piston. Unul dintre pistoane este în contact cu un microcomparator aflat pe o masă independentă de sursa de vibrații. Corpul pistonului în contact cu caseta mobilă este prins la partea fixă a casetei de forfecare.

Mișcările vibratorii ale carcasei nu se transmit microcomparatorului, datorită elasticității ridicate a dispozitivului înregistrîndu-se la microcomparator numai deplasarea orizontală a casetei mobile față de cea fixă, prin intermediul celor două pistoane și a lichidului din conducta menționată.

b. Metodica de lucru

Pentru cercetare s-a folosit un nisip cu îndesare mijlocie (*D* cuprins între 0,33—0,66), considerînd că în această stare se află cel mai răspîndit în natură, ca teren de fundație. Realizarea unui grad uniform de îndesare a nisipului s-a făcut așezînd în caseta aparatului porții de nisip cîntărite și uniform compactate.

În timpul încercării pentru probele saturate, apa din proba de nisip se elimină prin orificiile plăcilor aflate deasupra și dedesubtul probei.

După așezarea nisipului în casetă, saturarea sa și montarea aparatelor de măsură, se exercită asupra probei presiunea normală urmărind la microcomparatorul montat pe pistonul vertical (fig. 4) deformația probei la diferite presiuni.

La încercările de forfecare efectuate în timpul vibrațiilor s-a urmărit concomitent modificarea deformațiilor pe verticală a nisipului și deplasarea orizontală a casetei, în concordanță cu presiunea aplicată. Momentul ru-

perii, indicînd presiunea de forfecare s-a obținut atunci cînd citirile la acul indicator al microcomparatorului încep să arate o creștere accentuată a deformațiilor fără majorarea presiunii pe pistonul de acționare orizontală. S-a urmărit în paralel timpul în care se desfășoară încercarea.

Pentru a pune în evidență reducerea forței de forfecare la încercări sub vibrare s-au executat comparativ și încercări pe cale statică. Pentru ca încercarea statică să se efectueze în aceleași condiții de îndesare a nisipului, proba pregătită sub aceeași presiune normală s-a supus aceluiași regim de vibrații, timpul de vibrare reprezentînd durata încercării de forfecare dinamică aferentă. S-a oprit apoi vibrarea și s-a trecut la forfecarea statică.

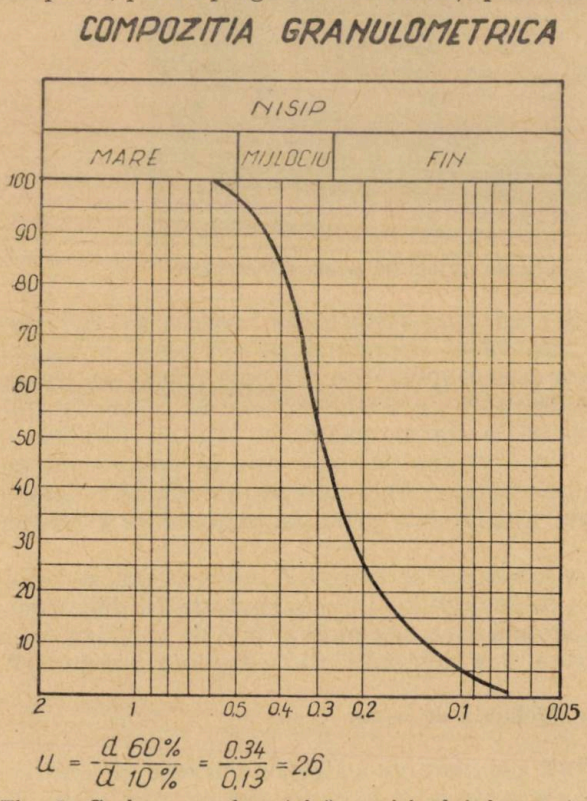


Fig. 5. Curba granulometrică a nisipului încercat.

În toate încercările s-a folosit nu nisip saturat cu apă avînd granulometria redată în figura 5 cu coeficientul de neutralitate $U=2,6$.

În prima serie de încercări s-a folosit nisip cu gradul de îndesare $D=0,43$, urmărindu-se variația efortului de tăiere (τ) pentru raportul dintre accelerația vibrației și accelerația gravitațională (η) — cuprins între 0,05—0,30 ; direcția forței oscilante cu orizontala incluzînd unghiurile de : 0°, 30°, 60° și 90°.

Alegerea acestor accelerații este corespunzătoare accelerațiilor imprimate de cutremurele de pămînt cu intensitatea cuprinsă între gradul IV—VII.

Toate forfecările efectuate în prima serie au fost executate la o presiune verticală de 1,5 kg/cm^2, durata încercărilor fiind cuprinsă între 25—30″. Amplitudinea de oscilație a casetei a fost de 1 mm.

Rezultatele primei serii de încercări sînt prezentate în figurile 6—7.

Fiecare dintre curbele 1—4 prezentate în figurile 6—7 reprezintă rezistența specifică la tăiere τ respectiv unghiul φ obținute în timpul forfecării dinamice pentru diverse rapoarte dintre accelerația vibrațiilor și accelerația gravitațională $\left(\eta = \frac{A\omega^2}{g}\right)$ corespunzător unei anumite direcții de oscilație a plăcii vibrante. Curba 5 reprezintă rezistența specifică la

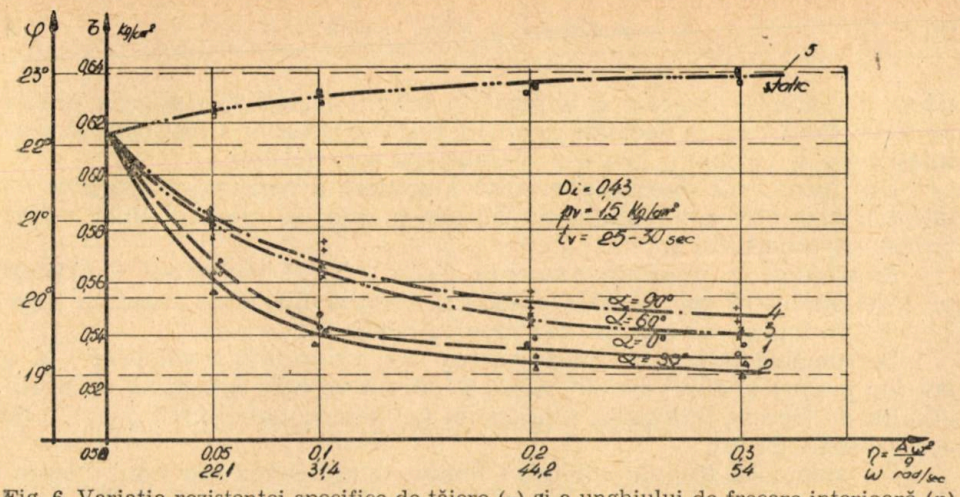


Fig. 6. Variația rezistenței specifice de tăiere (τ) și a unghiului de frecare interioară (φ) în funcție de raportul $\eta = \frac{A\omega^2}{g}$ și unghiul de acționare a forței oscilatoare față de orizontală (seria I de încercări).

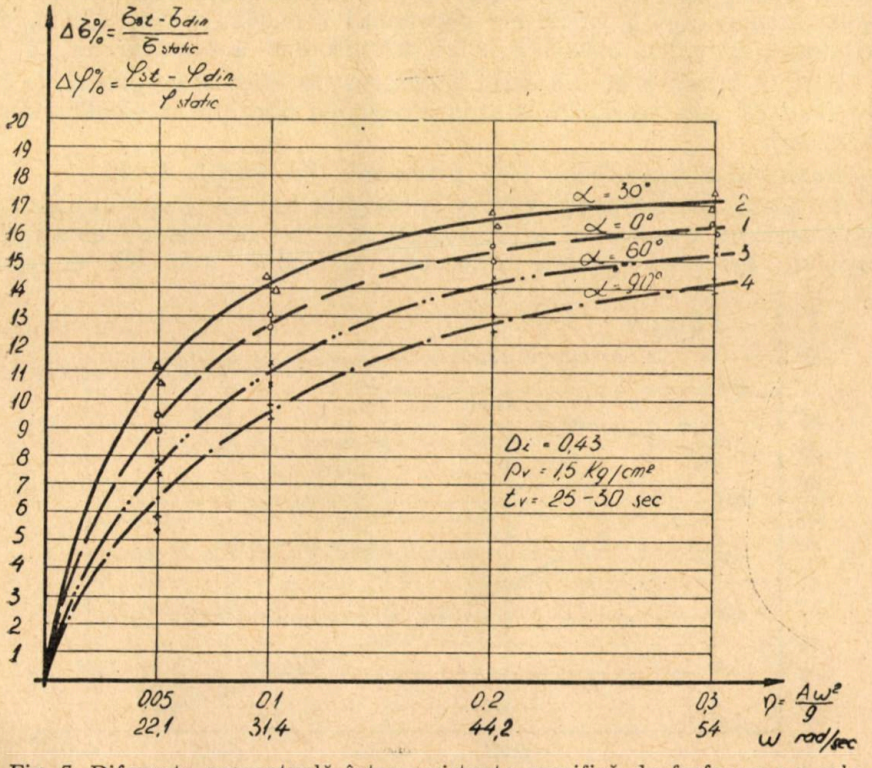


Fig. 7. Diferența procentuală între rezistența specifică de forfecare pe cale statică față de cea pe cale dinamică, în funcție de raportul η și unghiul de acționare a forței oscilatoare față de orizontala. Idem pentru unghiul de frecare interioară (seria I de încercări).

tăiere τ respectiv unghiul φ obținut în timpul forfecării statice a probei de teren (încărcată în aceleași condiții), după ce aceasta a fost supusă aceluiași timp de vibrare și la aceeași intensitate a oscilațiilor.

Din încercările executate rezultă o scădere a rezistenței specifice de tăiere τ respectiv a unghiului de frecare φ chiar și în cazul unor valori reduse ale raportului η.

Exprimînd în procente diferența dintre efortul tangențial τ, obținut pe cale statică și cel pe cale dinamică, rezultă diferențe maxime între 7—20% în funcție de unghiul α și raportul η (fig. 7).

Se remarcă faptul că reducerea cea mai accentuată a valorilor τ și φ are loc pentru unghiul $\alpha = 30°$, adică pentru o valoare apropiată de a unghiului de frecare interioară a nisipului (φ) determinat pentru o probă de aceeași îndesare [9].

De asemenea trebuie subliniat faptul că reducerea efortului tangențial τ este mai pronunțată pentru oscilațiile orizontale ($\alpha = 0°$) față de cele verticale ($\alpha = 90°$).

Seria doua de încercări a urmărit comportarea la tăiere a nisipului pentru valori mai mari ale raportului η. Încercările s-au desfășurat în același mod pentru 3 valori ale raportului η (0,368, 0,584, 0,862), forța oscilatoare acționînd orizontal, cu o amplitudine a mișcării de 1,71 mm.

Nisipul folosit a avut aceeași granulometrie (fig. 5) cu gradul de îndesare $D = 0{,}62$, fiind complet saturat. Presiunea normală verticală a fost de 0,5 kg/cm^2.

Rezultatele încercărilor sînt prezentate în figurile 8—9.

În acest caz, influența vibrațiilor asupra reducerii unghiului de frecare interioară φ respectiv a rezistenței specifice de tăiere τ este mai accentuată, ajungînd pentru valoarea raportului $\eta = 0{,}862$ la aproxi-

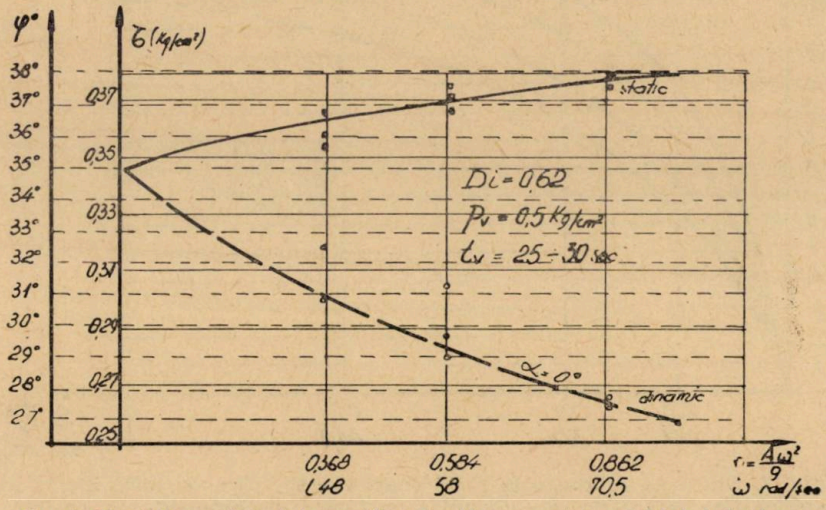


Fig. 8. Variația rezistenței specifice de tăiere τ și a unghiului de frecare interioară φ în funcție de raportul η, pentru oscilația orizontală a casetei de forfecare (seria II de încercări).

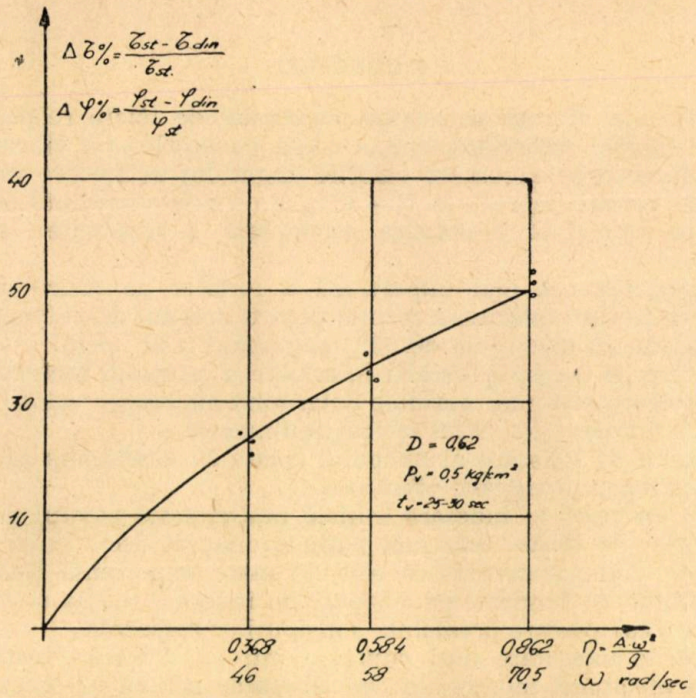


Fig. 9. Diferența procentuală între rezistența specifică de forfecare pe cale statică față de cea pe cale dinamică în funcție de raportul η, pentru oscilația orizontală a casetei de forfecare. Idem pentru unghiul de frecare interioară φ (seria II de încercări).

mativ 30—35%. Aceste concluzii sînt în concordanță cu alte rezultate [9] care arată o reducere mai accentuată a lui τ prin majorarea factorului η. Rezultă că deși gradul de îndesare inițial a fost mai ridicat $D=0{,}62$ și timpul de vibrare a fost același (25—30″), datorită presiunii verticale mai reduse (0,5 kg/cm²), influența vibrațiilor asupra majorării gradului de îndesare este mai accentuată, ajungînd pentru $\eta=0{,}862$ la un grad de îndesare în domeniul îndesat ($D=0{,}70$).

Urmărind valoarea deformației orizontale în momentul forfecării probei de nisip rezultă că deformațiile se reduc, pe măsură ce raportul η crește, cu o valoare aproape constantă. Aceasta explică transformarea masei de nisip saturat într-o masă cu o vîscozitate ce se reduce prin mărirea intensității vibrației. Față de încercările statice la care forfecarea se produce prin valori ale deformației orizontale ce variază brusc, la încercările de forfecare în timpul vibrației, acumulările deformației orizontale se fac mai lin pînă în momentul cedării probei.

Valoarea deformației pe verticală a nisipului în timpul forfecărilor înregistrează o continuare a tasării probei, deci a îndesării ei, indicînd faptul că nisipul nu a ajuns la porozitatea critică.

4. CONCLUZII

— Influența vibrațiilor asupra rezistenței de tăiere respectiv a unghiului de frecare interioară, crește odată cu accelerația vibrațiilor mișcării. Din încercările executate valorile unghiului de frecare interioară φ în regim de vibrații reprezintă 70—80% din valorile obținute pe cale statică, ceea ce reprezintă o scădere pronunțată a rezistenței la tăiere a nisipurilor.

— Reducerea cea mai importantă a forțelor de tăiere respectiv a unghiului de frecare interioară rezultă pentru unghiul de înclinare a direcției de oscilație cu orizontala de 30°, adică pentru un unghi care se apropie ca valoare de unghiul frecării interioare a nisipului încercat.

— Creșterea presiunii normale determină majorarea valorii unghiului de frecare interioară, și-n cazul forfecării dinamice.

— Gradul de îndesare al nisipului crește cu accelerația vibrațiilor și durata de acționare a mișcării vibratorii.

Pentru terenuri cu îndesare inițială mai ridicată efectul de reducere a rezistențelor de tăiere, este mai puțin pronunțat decît în cazul nisipurilor afînate. Această constatare este de mare importanță pentru rezolvarea soluțiilor de fundare, pe nisipuri de îndesare medie și afînată impunîndu-se o compactare prealabilă a nisipurilor respective.

Încercările executate deși cuprinse într-un domeniu restrîns, arată necesitatea efectuării încercărilor de laborator pentru culegerea elementelor reale de calcul necesare în proiectarea construcțiilor din regiunile seismice sau supuse vibrațiilor, pentru diverse terenuri de fundație.

BIBLIOGRAFIE

1. Aurel Beleș, Mihail Ifrim, *Elemente de seismologie inginerească*. Editura Tehnică. București 1962.
2. Gh. Dima, Comportarea maselor de nisip la acțiunea solicitărilor dinamice. Buletinul INCERC-ISCAS Nr. 3/1962.
3. A. Muphy, The effects of ground caracteristics on the aseismic design of structures. II-lea Congres Internațional de Inginerie Seismică Tokyo și Kyoto. Vol. 1. 1960.
4. K. E. Mc. Kee, Stress waves generated below dynamically loaded fovling. Proceedings of the Second Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Vol. 1. Japan. 1963.
5. S. Panchanathan, Laboratory and IN-situ Determination of Natural Frecqency of Sand. Beds. Proceedings of the Second Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Vol. 1. Japan. 1963.
6. I. Sarenco, Vlianie vibrații na vnutrenee trenie v pescah. Dinamica gruntov. 1958.
7. N. S. Skurenco, O vlianii vibrații na procinosti razreznîh gruntov. Dinamica gruntov, 1956.
8. Junichi Takeda și Hiroynki Tachikawa, Mechanical Properties of Sand Subjected to Dynamic Load by Footing. Proceedings of the Second Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Vol. 1. Japan. 1963.
9. N. T. Valișev, Ucet necotorîh osobenostei seismicescovo rejima pri otence stepeni dinamicescoi uctoicivosti pescianîh mass v osnovanii i v țele ghidrotehniceskih sovrujenii. Naucinoe soobșenie — Leningrad 1959.

ИССЛЕДОВАНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ СДВИГУ ПЕСКОВ ПРИ ВИБРАЦИИ

(РЕЗЮМЕ)

Иследования имеют целью выявить изменение сопротивления песков при вибрациях.

Испытания производились прибором для сдвига с размером коробки Ø 20 см, расположенной на вибростоле, в котором можно изменять амплитуду колебаний, частоту колебаний и угол действия колебательной силы.

Виброрежим выбран таким образом чтобы покрыть гамму ускорений производимых землетрясениями интенсивностью в 7—8 градусов по модифицированной школе Мерчелли и режима для небольших частот.

VERSUCHE ÜBER DIE SCHERFESTIGKEIT DES SANDES BEI ERSCHÜTTERUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Versuche verfolgen den Zweck die Scherfestigkeit des Sandes unter Erschütterungen zu erklären.

Die Versuche wurden mit einem Scherapparat durchgeführt, dessen Gehäuse den Durchmesser von 20 cm hatte und welcher auf einem Rutteltisch befestigt war, der es ermöglichte die Schwingungsamplituden, ihre Frekwenz als auch den Wirkungswinkel der Schwingungskräfte zu ändern.

Der Schwingungsbereich wurde dergleichen gewählt, dass er die Anzahl der Beschleunigungen, hervorgeruffen von Erschütterungen mit einer Stärke 5-ten bis 8-ten Grades, nach dem geändertem Mercalli-Massstab und dem Wirkungsbereich der Maschinenfundamente für kleine Frekwenzen, deckte.

CONTRIBUȚIE LA ÎMBUNĂTĂȚIREA CONSTRUCȚIEI VARIATOARELOR CU CUREA TRAPEZOIDALĂ LATĂ FABRICATE ÎN ȚARĂ *

DE

I. FEIMER

1. GENERALITĂȚI

Într-o serie de ramuri de activitate ca industria constructoare de mașini, extractivă, ușoară, alimentară, în agricultură etc., sînt dese cazurile cînd se impune — datorită procesului tehnologic — varierea turației mașinilor de lucru.

Introducerea din ce în ce mai mult, a automatizării complexe, face de asemenea actuală necesitatea varierii continue a vitezei în funcție de o serie de parametri continuu variabili de-a lungul procesului tehnologic. Corespunzător acestei cerințe se folosește tot mai des transmisia cu raport de transmitere continuu variabil concretizată printr-un variator de turație.

Unul din cele mai comode mijloace de reglare a vitezei prin comandă automată îl constituie variatorul mecanic de turații. Acestui tip de transmisie i se acordă în ultimul timp o atenție tot mai mare.

Din varietatea mare de variatoare mecanice ce se construiesc în prezent pe plan mondial cele cu curea trapezoidală lată au obținut cea mai largă utilizare. Aceasta se datorește avantajelor ce le au : construcție relativ simplă, siguranță mare în exploatare, întreținere simplă. Spre deosebire de alte tipuri de variatoare, la cele cu curea trapezoidală lată, în regim de funcționare normală sau chiar de patinaj, este preponderentă uzura flancurilor curelei (care se schimbă ieftin și ușor) și nu a roților (elementul mai scump).

Variatoarele cu curea trapezoidală lată fac parte din categoria de variatoare cu conuri deplasabile și cu element intermediar flexibil — cureaua.

---

* Lucrare comunicată la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din IPT la data de 18 ... 20 martie 1966.

Ele pot fi de două tipuri :

— cu o roată de diametru constant pe un arbore și o pereche de discuri reglabile pe celălalt arbore (variatoare „mono") ;

— cu două perechi de discuri reglabile (variatoare „duo").

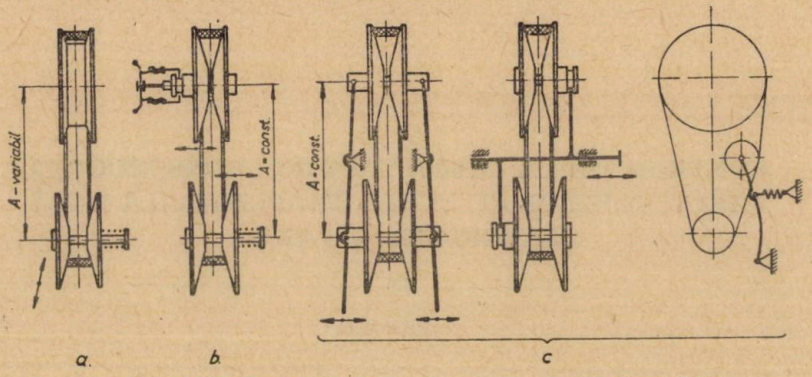


Fig. 1. Scheme de variatoare cu curea trapezoidală lată.

La variatoarele mono turația se variază prin modificarea automată cu ajutorul unui arc, a lățimii canalului format de perechea de discuri reglabile, ca urmare a modificării distanței dintre axe (fig. 1, *a*).

La variatoarele „duo" distanța dintre axe este constantă, reglarea avînd loc prin modificarea comandată a lățimii canalului format de perechea de discuri comandate. A doua pereche de discuri își variază lățimea canalului automat printr-un arc (fig. 1, *b*). La acest tip reglarea mai poate fi realizată prin comandarea deschiderii dintre discuri simultan la ambele perechi prin intermediul unor pîrghii (fig. 1, *c*).

La reglarea conform schemelor din fig. 1, *a* și 1, *b*, cu cîte o pereche de discuri automate, odată cu modificarea lățimii canalului dintre discuri are loc și modificarea tensiunilor din curea. Prin alegerea convenabilă a arcului, de o anumită rigiditate, se poate obține proporționalitate între forțele din ramurile curelei și forța periferică de transmis. La reglarea conform schemei din fig. 1, *c*, de obicei, se prevede o rolă de întindere care asigură tensionarea corespunzătoare a curelei în toate pozițiile ei.

În toate cazurile prezentate, varierea lățimii canalului dintre discuri poate avea loc prin deplasarea axială simultană în direcții opuse a discurilor unei perechi, sau prin deplasarea numai a unuia din discuri cu o cursă însă dublă față de primul caz.

Principala caracteristică cinematică a unui variator este gama de reglare a turațiilor sau pe scurt gama de turații care reprezintă raportul între turația maximă și cea minimă a arborelui condus. Dacă turațiile extreme ale arborelui condus se obțin prin multiplicarea respectiv demultiplicarea cu aceeași valoare a turației arborelui conducător se zice că variatorul are gama de turații simetrică. În toate celelalte cazuri gama de turații este asimetrică.

Din punct de vedere al mașinii antrenate, după cum aceasta funcționează la putere constantă sau la moment de torsiune constant, variatorul

va fi corespunzător cu moment de torsiune constant la discurile conducătoare, respectiv conduse. Discurile automate, (care au concomitent rol de dispozitiv de întindere a curelei) se amplasează totdeauna pe arborele care funcționează la moment de torsiune constant.

La noi în țară variatoarele de turație sînt relativ puțin răspîndite și cele care există sînt în majoritate din import. Doar în ultimii ani s-au făcut primele încercări de a construi variatoare mecanice de turație. Lipsa producției de curele trapezoidale late pentru variatoare, explică de ce nu au căpătat o răspîndire mai largă variatoarele cu curea trapezoidală lată. Pentru variatorul construit la Cluj s-au adus curele din import.

Dezvoltarea actuală a industriei constructoare de mașini a creat condițiile necesare realizării integrale în țară a variatoarelor.

Succesele obținute în îmbunătățirea fabricației curelelor trapezoidale pentru combine, succese care se datoresc eforturilor depuse în comun de Catedra de organe de mașini a Institutului politehnic din Timișoara și de Institutul de cercetări pielărie-cauciuc București, ne îndreptățesc convingerea că într-un viitor apropiat se va putea trece la fabricarea în serie, de calitate corespunzătoare, a curelelor tropezoidale late.

Producția în țară a curelelor trapezoidale late, va permite răspîndirea largă a acestor variatoare.

Ritmul în care aceste variatoare își vor găsi aplicarea tot mai largă depinde însă, în mare măsură de calitățile și performanțele funcționale ale primelor asemenea produse. Pentru a asigura acestora performanțele scontate la un preț de cost cît mai scăzut, se impune : realizarea unei serii unitare de variatoare și specializarea unei secții dintr-o întreprindere în vederea realizării seriei.

2. ANALIZA CRITICĂ A VARIATORULUI „UNIREA"

În ultimii ani la Uzinele metalurgice „Unirea" din Cluj s-a introdus în acționarea mașinii de răsucit 3R și a mașinii de filat lînă pieptănată un variator de turație cu curea trapezoidală lată. Pentru început s-a asimilat o singură dimensiune de variator folosindu-se o curea din import.

Variatorul a prezentat deficiențe. Ca urmare s-a încheiat o convenție de colaborare între uzina producătoare și Catedra de organe de mașini a IPT avînd drept scop studierea construcției existente și elaborarea unei serii unitare de variatoare cu curea trapezoidală lată.

Urmărind în exploatare comportarea variatorului s-au constatat două deficiențe : a) bătaie radială mare la extremitatea discurilor conducătoare, montate în consolă pe arborele motorului electric, b) încălzirea exagerată a discurilor conducătoare.

Bătaia radială a discurilor introducea trepidații la întreaga mașină favorizînd ruperea mai frecventă a firelor. Ca urmare se micșora productivitatea mașinii. Totodată forțele dinamice ce apăreau duceau la micșorarea considerabilă a durabilității rulmenților din ansamblul discurilor conducătoare.

Încălzirea exagerată a discurilor conducătoare ducea la înrăutățirea condițiilor de funcționare ale curelei și cu aceasta la micșorarea durabilității ei.

Cercetînd cauzele acestor deficienţe s-a constatat :

— bătaia radială se datora execuţiei necorespunzătoare a unei bucşe conice prin intermediul căreia se monta ansamblul discurilor conducătoare pe arborele motorului electric. Această deficienţă putea fi remediată.

— încălzirea se datora faptului că aerul cald evacuat din motorul electric era suflat direct pe discurile conducătoare şi că se folosea un profil de curea mult prea mare faţă de cît ar fi fost necesar. Cureaua fiind de secţiune mare, a avut corespunzător o rigiditate mai mare, ceea ce impunea forţe mai mari de tensionare şi pierderi mai mari prin histereză astfel că lucra în domeniul randamentelor mici. Această deficienţă impunea reproiectarea variatorului.

3. SERIA UNITARĂ DE VARIATOARE

Realizarea unei serii unitare şi raţionale de variatoare impune îndeplinirea următoarelor condiţii principale :

— adaptarea la caracteristica mecanică a maşinii antrenate ;

— acoperirea unui domeniu cît mai mare de puteri cu un număr minim de profile de curea ;

— realizarea unei construcţii cît mai simple cu dimensiuni de gabarit şi greutate minimă ;

— unificarea (tipizarea) maximă a reperelor în cadrul seriei.

Îndeplinirea primei condiţii impunea realizarea variatoarelor cu cuplu constant la arborele condus şi o variaţie a turaţiei acestuia între $n_2 = 575 \ldots 1\,720$ rot/min. Aceasta corespunde unei game de turaţii $G_t = n_{2\,max}/n_{2\,min} = 3$.

În continuare se pune problema : cum să se realizeze seria ? Cu variatoare mono sau duo, avînd gama de turaţii simetrică sau asimetrică ? Deoarece $n_1 = \sqrt{n_{2\,max} \cdot n_{2\,min}} = 944$ rot/min, variatoarele se puteau realiza fie cu gama de turaţii simetrică folosind motoare cu turaţia sincronă de 1 000 rot/min, fie cu gama de turaţii asimetrică folosind motoare cu turaţia sincronă de 1 500 rot/min.

În vederea realizării unei construcţii cît mai simple se preferă variatorul de tip mono.

Pentru a vedea dacă acest lucru este posibil se scrie relaţia de dependenţă între caracteristicile geometrice ale profilului curelei şi cele ale discurilor [1]

$$\frac{l_p}{h} \geqslant 1{,}05\left[\left(\frac{D_{p\,max}}{D_{p\,min}} - 1\right)\frac{D_{p\,min}}{h} + 2\,\frac{h - h_p}{h}\,\mathrm{tg}\right]\frac{\alpha}{2} \qquad (1)$$

În relaţia (1) :

l_p este lăţimea primitivă a secţiunii transversale a curelei ;

h — înălţimea secţiunii transversale a curelei ;

h_p — distanţa de la fibrele din dreptul lăţimii primitive la fibrele exterioare ale curelei ;

$D_{p\,max,\,min}$ — diametrele primitive extreme ale discurilor deplasabile ;

α — unghiul flancurilor canalului format între discuri.

Dacă în relația (1) se explicitează raportul adimensional $D_{p\,min}/h$ se obține :

$$\frac{D_{p\,min}}{h} \leqslant \frac{0{,}95\,\frac{l_p}{h}\,\mathrm{ctg}\,\frac{\alpha}{2} - 2\,\frac{h-h_p}{h}}{\frac{D_{p\,max}}{D_{p\,min}} - 1} \tag{2}$$

Ținînd seama de parametrii curelelor propuse spre standardizare [3] $\left(l_p/h = 3{,}12 \ldots 4\,;\ \alpha = 24° \ldots 32°\,;\ \frac{h-h_p}{h} = 0{,}67 \text{ și } D_{p\,max}/D_{p\,min} = G_t = 3\right)$ rezultă $D_{p\,min}/h \leqslant 6{,}305 \ldots 5{,}955$. Aceste valori corespund cu cele minime admise de cele mai multe firme constructoare de variatoare [1].

În consecință gama de turații maximă ce poate fi realizată cu variatoare mono este $G_{t\,max} = 3$. Realizarea seriei de variatoare cu variatoare mono limitează însă domeniul de puteri ce poate fi acoperit, datorită folosirii curelelor la viteze periferice mici.

Scriind expresia momentului de torsiune la arborele condus :

$$M_{t2} = \mathrm{ct} = F\,\frac{D_{p2}}{2} = F_{max}\,\frac{D_{p2\,min}}{2} = \frac{1}{2}\left(\frac{D_{p2\,min}}{h}\right)\left(\frac{l_p}{h}\right)^{-1} l_p F_{max} \tag{3}$$

și înlocuind : $D_{p2\,min}/h = 5{,}955$ și $l_p/h = 4$, corespunzător curelei cu secțiunea maximă ($l_p x h = 100 \times 25$ mm), rezultă

$$M_{t2} = 0{,}745\, l_p F_{max}\,. \tag{4}$$

Prelucrînd datele din [4] se pot trasa curbele din fig. 2 și 3 reprezentînd variațiile capacităților de tracțiune ale curelelor pentru $n_1 = 1\,450$ rot/min și $n_2 = 500 \ldots 1\,800$ rot/min, respectiv $n_1 = 970$ rot/min și $n_2 = 500 \ldots 1\,800$ rot/min.

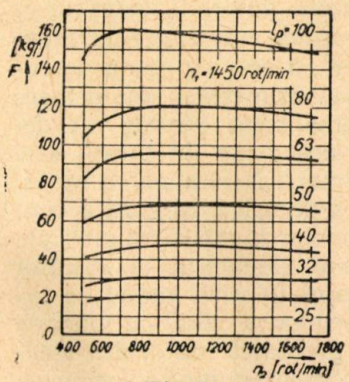


Fig. 2.

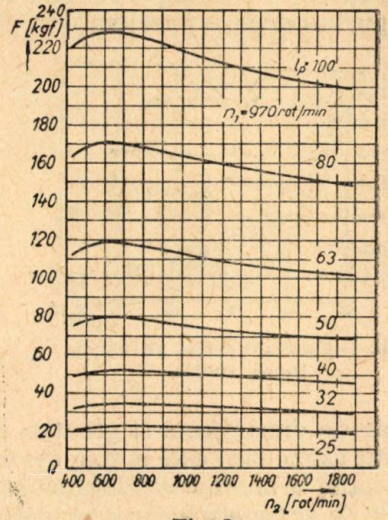


Fig. 3.

Reprezentînd capacitatea de tracțiune a curelelor în funcție de lățimea primitivă, rezultă diagramele din fig. 4 și 5.

Din figurile 4 și 5 rezultă că dependența poate fi considerată liniară și scrisă sub forma :

$$F = al_p + b = 16{,}7\, l_p - 23{,}6$$

respectiv (5)

$$F = a_1 l_p + b_1 = 25\, l_p - 54.$$

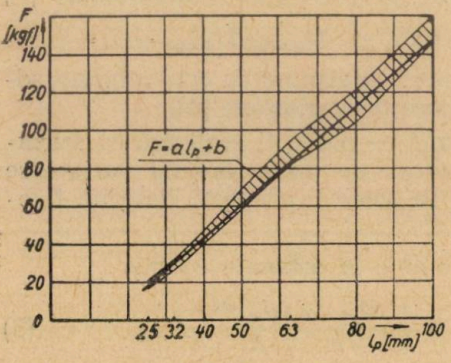


Fig. 4.

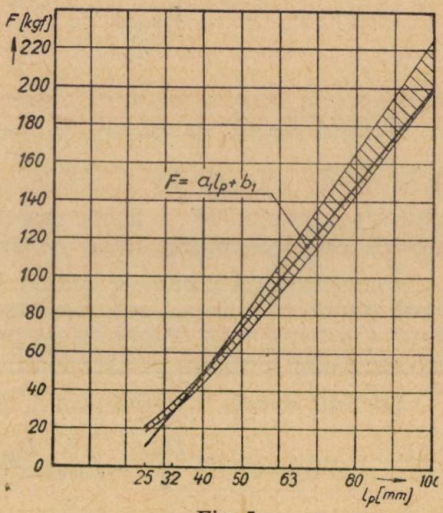


Fig. 5.

Din relațiile (4) și (5) pentru cureaua de secțiune maximă rezultă $M_2 \cong 1\,067$ kgfcm în cazul gamei de turații asimetrice și $M_{t2} \cong 1\,470$ kgfcm în cazul gamei de turații simetrice. Acestea corespund la $n_{2\,max} = 1\,720$ rot/min unor puteri de 18,8 respectiv 26 kW.

În consecință realizarea seriei cu variatoare mono avînd gama de turații $G_t = 3$ și $M_{t_2} = \text{const.}$ duce la folosirea nerațională a curelelor, neasigurînd decît acoperirea unui domeniu mic de puteri. Domeniul de puteri ce poate fi acoperit cu cele șapte secțiuni de curele este reprezentat în figura 6.

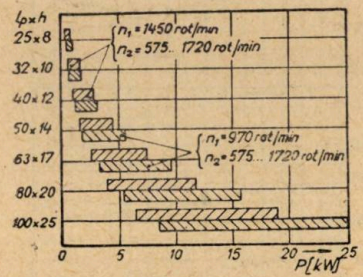


Fig. 6. Puterile seriei de variatoare mono.

Din fig. 6 rezultă că pentru variatoare mono, unei anumite puteri îi corespunde practic același profil de curea aproape independent de faptul că este cu gama de turații simetrică sau asimetrică. Ca urmare dimensiunile elementului condus nu depind de faptul dacă gama de turații este simetrică sau asimetrică. Realizarea lor cu gamă de turații asimetrică, asigură o construcție cu dimensiuni de gabarit și greutate mai mică, deoarce elementul conducător este de dimensiune și greutate mai mică. Avantajul folosirii gamei de turații asimetrice este și mai evident dacă se ține seama că odată cu mărirea turației arborelui conducător scade gabaritul și greutatea motorului electric de acționare a cărui pondere este foarte mare în ansamblul transmisiei.

Pentru a vedea dacă și la variatoare duo este mai avantajoasă gama de turații asimetrică se scrie relația (3) aplicată variatorului cu gamă de turații simetrică :

$$M_{t2}=\frac{1}{2}\left(\frac{D_{p2\,min}}{h}\right)_s\left(\frac{l_p}{h}\right)_s^{-1} l_{ps}F_{max\,s} \tag{6}$$

și celui cu gama de turații asimetrică :

$$M_{t2}=\frac{1}{2}\left(\frac{D_{p2\,min}}{h}\right)_{as}\left(\frac{l_p}{h}\right)_{as}^{-1} l_{p\,as}F_{max\,as}. \tag{7}$$

Dacă în relația (7) se ține seama de dependența între $D_{p2\,min}$ și $D_{p1\,min}$ [2] pentru variatoare asimetrice

$$\frac{D_{p2\,min}}{h}=\frac{D_{p1\,min}}{h}\,\frac{i_{max}+1}{i_{min}+1}\,i_{min} \tag{8}$$

și se compară cu relația (6) rezultă :

$$\left(\frac{D_{p2\,min}}{h}\right)_s\left(\frac{l_p}{h}\right)_s^{-1} l_{ps}F_{max\,s}=\left(\frac{D_{p1\,min}}{h}\right)_{as}\frac{i_{max}+1}{i_{min}+1}\,i_{min}\left(\frac{l_p}{h}\right)_{as}^{-1} l_{p\,as}F_{max\,as}. \tag{9}$$

Introducînd în relația (9) :

$$i_{max}=\frac{n_1}{n_{2\,min}}=\frac{1\,450}{575}\cong 2{,}52\,;\qquad i_{min}=\frac{n_1}{n_{2\,max}}=\frac{1\,450}{1\,720}=0{,}843\,;$$

$$\left(\frac{D_{p2\,min}}{h}\right)_s=\left(\frac{D_{p1\,min}}{h}\right)_{as}\qquad\text{și}\qquad\left(\frac{l_p}{h}\right)_s\cong 1{,}04\left(\frac{l_p}{h}\right)_{as}$$

rezultă :

$$l_{ps}F_{max\,s}\cong 1{,}674\,l_{p\,as}F_{max\,as}. \tag{9'}$$

Cum forța periferică crește odată cu lățimea primitivă, din relația (9') rezultă că :

$$l_{ps}>l_{p\,as}\quad\text{odată cu}\quad F_{max\,s}>F_{max\,as}$$

Luînd spre exemplu : $l_{ps}=5$ cm la care corespunde $F_{max\,s}=25\,l_p-54=71$ kgf, se obține : $l_{p\,as}F_{max\,as}=l_{p\,as}(16{,}7\,l_p-23{,}6)=212$ pentru care corespunde $l_{p\,as}\cong 4{,}35$ cm și $F_{max\,as}\cong 49$ kgf. Deci, trecerii de la gama de turații simetrică la cea asimetrică îi corespunde o micșorare a dimensiunilor profilului curelei.

Dacă se fac calcule în continuare nu rezultă o diferență sensibilă în ceea ce privește gabaritul radial în schimb gabaritul axial și regimul de forțe este mai favorabil la variatorul cu gama de turații asimetrică. Dacă și aici se include motorul electric, rezultă pentru ansamblul transmisiei, că și la variatoarele duo lucrînd în regim $M_{t2}=$ ct. este avantajoasă folosirea gamei de turații asimetrice.

Similar cu ceea ce s-a făcut la variatoarele mono, în fig. 7 este reprezentat domeniul de puteri ce poate fi acoperit cu variatoarele duo.

Din figură rezultă că domeniul de puteri ce poate fi acoperit cu aceleași curele folosind variatoare duo, este de 2 ori mai mare decît în cazul variatoarelor mono.

Din figurile 6 și 7 se mai observă că alegerea lățimilor primitive în progresie geometrică avînd rația 1,25 permite realizarea de serii unitare raționale astfel încît fiecărei puteri să-i corespundă concomitent minimum două lățimi primitive. În acest fel dacă se impun condiții severe de gabarit se alege cureaua de secțiune mai mică, care va lucra în regim mai forțat (nefavorabil pentru durabilitatea curelei).

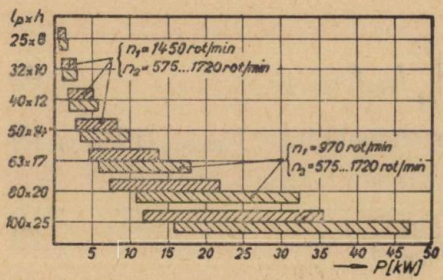


Fig. 7. Puterile seriei de variatoare duo.

Dacă asemenea condiții nu se pun se alege cureaua de secțiune mai mare.

Cu cele arătate pînă aici s-a trecut la elaborarea detaliată a trei dimensiuni tip de variatoare corespunzînd puterilor maxime $P=7{,}5$; 13 și 17 kW. În figurile 8, *a* și 8, *b* este reprezentată varianta constructivă pentru variatorul de 7,5 kW. În comparație cu variatorul „Unirea" variatoarele seriei se disting prin :

— dimensiuni și greutate mai mică ;

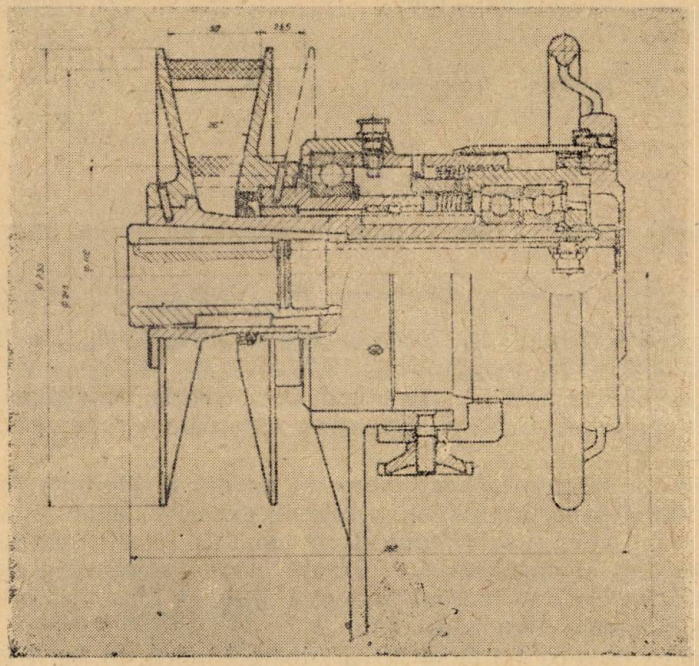


Fig. 8 *a*. Ansamblul discurilor conducătoare.

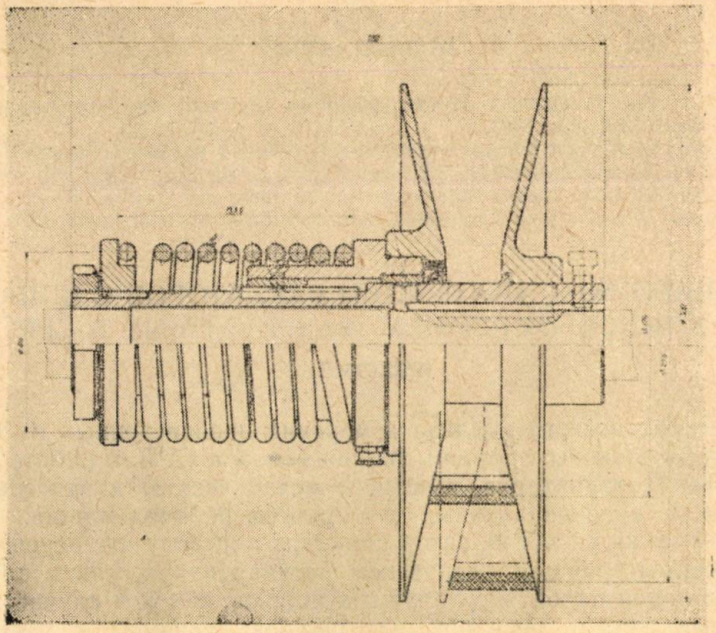


Fig. 8 *b*. Ansamblul discurilor conduse.

— reducerea numărului de repere distincte cu 16% pe un variator și cu 51% pentru toate cele trei variatoare, ținînd seama de tipizarea unor piese în cadrul seriei.

4. CONCLUZII

Pentru variatoare destinate acționării mașinilor de lucru avînd caracteristica mecanică de forma $M_t = ct.$, indiferent dacă sînt de tipul mono sau duo, totdeauna este avantajoasă folosirea gamei de turații asimetrice.

La aceeași gamă de turații trecerea de la variatoare mono la variatoare duo permite dublarea puterii transmise. În consecință variatoarele mono sînt de preferat la serii de mașini necesitînd puteri mici de acționare.

Tipizarea profilelor de curea astfel ca lățimile primitive ale acestora să fie în progresie geometrică cu rația 1,25 permite acoperirea rațională a domeniului de puteri astfel ca fiecărei puteri să-i corespundă cel puțin două profile de curea.

Realizarea seriei unitare de variatoare oferă posibilitatea maximă de tipizare.

BIBLIOGRAFIE

1. B. A. Pronin, *Variatorî s şirokim klinovîm remnem, din Peredatocinie mehanizmî*. Maşghiz 1963.
2. B. A. Pronin, *Klinoremennie i fricţionie peredaci i variatorî*, Maşghiz 1960.
3. I. Feimer, Despre realizarea unei serii unitare de variatoare cu curea trapezoidală lată. Industria Uşoară nr. 12 1965. pag. 650 ... 657.
4. Colombes Texrope, Documentation technique, Edition avril 1963.

К УЛУЧШЕНИЮ КОНСТРУКЦИИ ВАРИАТОРОВ С ШИРОКИМ КЛИНОВЫМ РЕМНЕМ, ФАБРИКУЕМЫХ В СРР

(РЕЗЮМЕ)

После критического анализа измерений произведенных на вариаторе с широким клиновым ремнем, фабрикуемом в СРР, в работе изучается серия таких вариаторов, имеющих механическую характеристику в форме $M_t = ct$, предназначенных для привода рабочих машин.

На основании расчетов, автор приходит к выводу что осуществление серии с несимметричным диапазоном регулирования, как в случае вариаторов с одной парой регулируемых шкивов, так и в случае вариаторов с двумя парами регулируемых шкивов, приводит к уменьшению габарита и веса всей передачи.

BEITRAG ZUR VERBESSERUNG DER INLÄNDISCHEN BREITKEILRIEMEN-VERSTELLGETRIEBE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Auf Grund einer kritischen Analyse sowie an Hand von Messungen die an inländischen Breitkeilriemen-Verstellgetrieben durchgeführt wurden, untersucht vorliegende Arbeit eine Reihe solcher Verstellgetriebe, die für den Antrieb von Maschinen mit gleichbleibendem Drehmoment vorgesehen sind.

Der Verfasser gelang auf rechnerischem Wege zur Schlussfolgerung dass die Gestaltung einheitlicher Reihen von Verstellgetrieben mit unsymmetrischem, im Vergleich zu jenen mit symmetrischem Regelbereich, sowohl im Falle der Getriebe mit einer wie auch mit zwei Regelscheiben zur Herabsetzung der Grösstmaße als auch des Gesamtgewichtes des Antriebes führt.

O NOUĂ METODĂ ANALITICĂ PENTRU CALCULUL PARAMETRILOR CINEMATICI AI MECANISMELOR PLANE DE CLASA A II-A. DETERMINAREA VITEZELOR ŞI ACCELERAŢIILOR

DE

FR. KOVACS

1. INTRODUCERE

Într-o lucrare anterioară, s-a indicat o metodă pentru determinarea deplasărilor punctelor din elementele mecanismelor, pe cale analitică. În cele ce urmează, se dezvoltă procedeul amintit, pentru calculul analitic al vitezelor şi acceleraţiilor punctelor din elementele mecanismelor plane.

2. DETERMINAREA VITEZELOR PUNCTELOR DIN ELEMENTELE MECANISMELOR

2.1. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 1.

Se consideră grupa cinematică din fig. 2.1. Dacă punctele A_0A_1 şi B_0B_1, sînt infinit apropiate (distanţele între aceste puncte fiind $\overrightarrow{ds_A}$ şi $\overrightarrow{ds_B}$), relaţiile deduse în lucrarea [17] se pot scrie sub forma :

$$\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_4)}{l_3 d_A\varphi_3} = \frac{\sin(\varphi_2-\varphi_3)}{l_4 \cdot d_A\varphi_4} = \frac{\sin(\varphi_4-\varphi_3)}{ds_A} \tag{2.1}$$

unde $d_A\varphi_3$ şi $d_A\varphi_4$ sînt unghiurile infinitesimale de rotire a elementelor *3* şi *4*, la deplasarea punctului A cu $\overrightarrow{ds_A}$, considerînd B nemişcat.

De aici rezultă :

$$d_A\varphi_3 = -\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_4)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot \frac{ds_A}{l_3} \quad \text{şi:} \quad d_A\varphi_4 = \frac{\sin(\varphi_2-\varphi_3)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot \frac{ds_A}{l_4}.$$

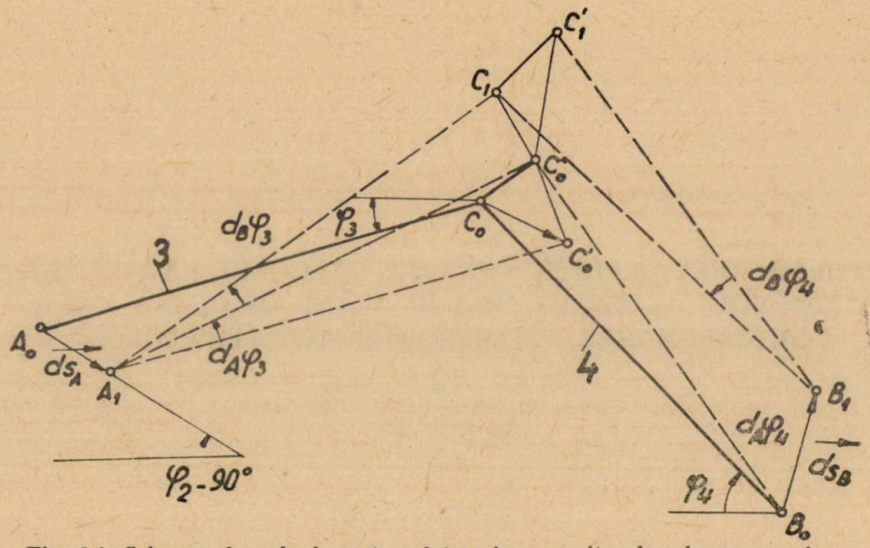


Fig. 2.1. Schema de calcul pentru determinarea vitezelor, la grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 1.

Raportînd egalităţile de mai sus la dt se obţine $\left(\text{notînd } \frac{ds_A}{dt} = v_A\right)$

$$\left.\begin{aligned} \frac{d_A\varphi_3}{dt} &= \omega_{A32} = -\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_4)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot \frac{v_A}{l_3} = Q_{A32} \cdot \frac{v_A}{l_3} \\ \frac{d_A\varphi_4}{dt} &= \omega_{A45} = \frac{\sin(\varphi_2-\varphi_3)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot \frac{v_A}{l_4} = Q_{A45} \cdot \frac{v_A}{l_4} \end{aligned}\right\} \qquad (2.2)$$

unde ω_{A32}, respectiv ω_{A45} sînt vitezele unghiulare ale elementului *3* respectiv al elementului *4* cînd B este considerat în repaos.

În mod similar, relaţiile [2.7] se vor putea scrie :

$$\frac{\sin(\varphi_5-\varphi_3)}{l_4 d_B\varphi_4} = \frac{\sin(\varphi_5-\varphi_4)}{l_3 \sin d_B\varphi_3} = \frac{\sin(\varphi_3-\varphi_4)}{ds_B} \qquad (2.3)$$

unde $d_B\varphi_4$ şi $d_B\varphi_3$ sînt unghiurile de rotire infinitezimale ale elementelor *4* şi *3*, la deplasarea cu ds_B a punctului B, considerînd A nemişcat.

$$d_B\varphi_3 = \frac{\sin(\varphi_5-\varphi_4)}{\sin(\varphi_3-\varphi_4)} \cdot \frac{ds_B}{l_3} \quad \text{şi} \quad d_B\varphi_4 = -\frac{\sin(\varphi_5-\varphi_3)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot$$

Raportînd egalităţile la dt, se obţine $\left(\text{notînd } v_B = \frac{ds_B}{dt}\right)$

$$\left.\begin{aligned} \frac{d_B\varphi_3}{dt} &= \omega_{B32} = -\frac{\sin(\varphi_5-\varphi_4)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot \frac{v_B}{l_3} = Q_{B32} \cdot \frac{v_B}{l_3} \\ \frac{d_B\varphi_4}{dt} &= \omega_{B45} = -\frac{\sin(\varphi_5-\varphi_3)}{\sin(\varphi_4-\varphi_3)} \cdot \frac{v_B}{l_4} = Q_{B45} \cdot \frac{v_B}{l_4} \end{aligned}\right\} \qquad (2.4)$$

unde ω_{B32}, ω_{B45} sînt vitezele unghiulare ale elementelor *3* față de *2* și *4* față de *5*, considerînd punctul *A* în repaos.

Vitezele unghiulare ale elementelor *3* și *4* au valorile :

$$\left.\begin{aligned}\omega_{32}&=\omega_{A32}+\omega_{B32}\\ \omega_{45}&=\omega_{A45}+\omega_{B45}\end{aligned}\right\} \tag{2.5}$$

Viteza punctului *D* se va calcula în modul următor : se consideră în fig. 2.2 deplasarea de la D_0 la D_1, infinitezimală.

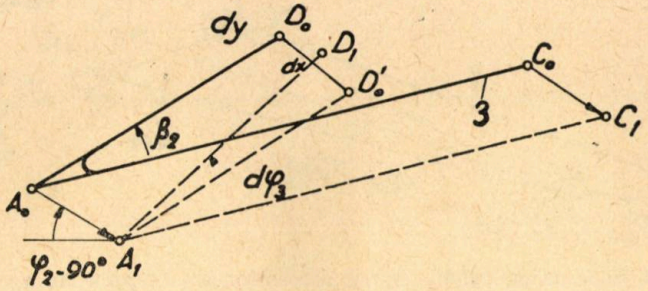


Fig. 2.2. Schema de calcul pentru determinarea vitezei unui punct din bielă.

Proiecțiile deplasării pe cele 2 axe de referință, vor avea mărimile :

$$dx = ds_A \cdot \sin\varphi_2 + l'_3 \cdot d\varphi_3 \cdot \sin(\beta_3 - \varphi)$$
$$dy = ds_A \cdot \cos\varphi_2 - l'_3 \cdot d\varphi_3 \cdot \cos(\beta_3 - \varphi_3).$$

Impărțind relațiile prin *dt*, se obține $\left(\text{notînd } \frac{ds_A}{dt} = v_A\right)$

$$\left.\begin{aligned}v_{Dx} &= \frac{dx}{dt} = v_A \cdot \sin\varphi_2 + l'_3\omega_{32}\sin(\beta_3 - \varphi_3)\\ v_{Dy} &= \frac{dy}{dt} = v_A\cos\varphi_2 - l'_3\omega_{32}\cdot\cos(\beta_3 - \varphi_3)\end{aligned}\right\} \tag{2.6}$$

proiecțiile vitezei punctului *D* pe axele de referință.

Dacă s-au determinat pozițiile succesive ale grupei cinematice pentru intervalul unui ciclu și dacă se cunosc vitezele punctelor *A* și *B* pentru fiecare poziție, cu relațiile de mai sus se pot determina vitezele unghiulare ale elementelor componente, cît și viteza unui punct oarecare dintr-unul dintre elemente, pentru fiecare poziție considerată.

2.2. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 2.

Se consideră grupa cinematică din fig. 2.3. Fie deplasarea punctului A din A_0 în A_1 infinitezimală, $\vec{da}$, iar rotaţia direcţiei de translaţie b—b cu un unghi infinit mic $d\varphi_5$.

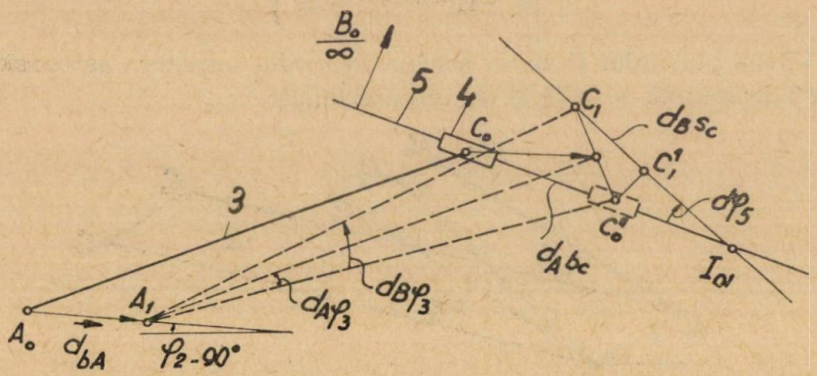


Fig. 2.3. Schema de calcul pentru determinarea vitezelor, la grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 2.

Relaţiile deduse în lucrarea [17] devin atunci :

$$-\frac{\cos(\varphi_2+\varphi_5)}{l_3 d_A\varphi_3}=\frac{\cos\varphi_3}{ds_A}=\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_3)}{d_A s_c} \tag{2.7}$$

unde $d_A\varphi_3$ rotirea barei 3, iar $d_A c$, deplasarea punctului C faţă de direcţia de translaţie b—b, cînd aceasta este considerată în repaos.

Cu acestea :

$$d_A\varphi_3=-\frac{\cos(\varphi_2+\varphi_5)}{\cos\varphi_3}\cdot\frac{ds_A}{l_3} \quad \text{şi} \quad d_A s_c=\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_3)}{\cos\varphi_3}\,ds_A$$

$$\omega_{A32}=\frac{d_A\varphi_3}{dt}=-\frac{\cos(\varphi_2+\varphi_5)}{\cos\varphi_3}\cdot\frac{1}{l_3}\cdot\frac{ds_A}{dt}=Q_{A32}\cdot\frac{v_A}{l_3} \tag{2.8}$$

$$v_{Ac}=\frac{d_A s_c}{dt}=\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_3)}{\cos\varphi_3}\cdot\frac{ds_A}{dt}=Q_{A45}\cdot v_A$$

unde ω_{A32} şi v_{AC} sînt viteza unghiulară a elementului 3 faţă de 2, respectiv viteza punctului C faţă de direcţia de translaţie b—b, cînd aceasta este considerat în repaos, iar v_A , viteza punctului A.

În mod similar,

$$\frac{d\varphi_5}{l_3 d_B\varphi_3}=\frac{\cos(\varphi_5-\varphi_3)}{l_p}$$

şi

$$d_B\varphi_3=\frac{d\varphi_5}{\cos(\varphi_5-\varphi_3)}\cdot\frac{l_p}{l_3} \tag{2.9}$$

unde $d_B\varphi_3$ este rotirea barei 3, deci A este nemişcat, iar direcţia de translaţie b—b se roteşte cu unghiul $d\varphi_5$.

Cu aceasta

$$\omega_{B32}=\frac{d_B\varphi_3}{dt}=-\frac{d\varphi_5}{dt}\cdot\frac{1}{\cos(\varphi_5-\varphi_3)}\cdot\frac{l_p}{l_3}=Q_{B32}\cdot\frac{l_p}{l_3}\cdot\omega_{51}. \tag{2.10}$$

De asemenea

$$\frac{\cos(\varphi_3-\varphi_5)}{d_Bs_c}=\frac{\sin(\varphi_5-\varphi_2)}{l_p\cdot d\varphi_5} \tag{2.11}$$

și

$$d_Bs_c=\frac{\cos(\varphi_5-\varphi_3)}{\sin(\varphi_3-\varphi_5)}\cdot l_p\cdot d\varphi_5 \tag{2.12}$$

v_{BC} este viteza de deplasare a punctului C față de direcția de translație b—b, cînd punctul A este nemișcat, ω_5 este viteza unghiulară cu care momentan se rotește direcția de translație, l_p distanța momentană între C și centrul instantaneu de rotație al elementului 5 (care conține direcția de translație).

Cu cele de mai sus, se poate calcula viteza unghiulară ω_{32} a elementului 3 în rotația față de elementul 2 în jurul punctului A.

$$\omega_{32}=\omega_{A32}+\omega_{B32} \tag{2.13}$$

și viteza punctului C față de elementul 5

$$v_c=v_{AC}+v_{BC} \tag{2.14}$$

2.3. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 3.

Se consideră grupa cinematică din fig. 2.4. Dacă deplasările punctelor A și B sînt infinit mici ($\overrightarrow{ds_A}$ și $\overrightarrow{ds_B}$) relațiile deduse în lucrarea [17] devin :

$$\frac{d_A\varphi_4}{ds_A}=-\frac{\sin(\varphi_2-\varphi_4)}{l_{AB}} \tag{2.15}$$

unde $d_A\varphi_4$ este rotirea elementului 4, dacă punctul B este în repaos, iar $(l_A)_B$ este distanța momentană între punctele A și B.

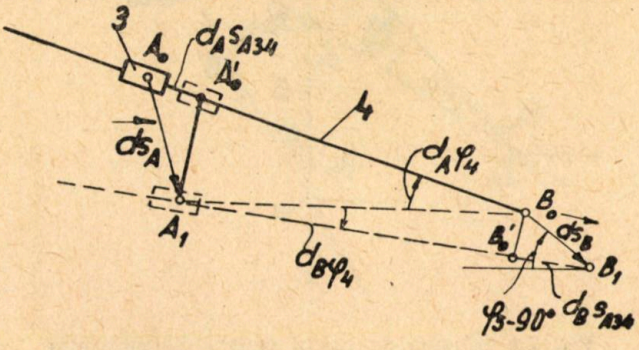


Fig. 2.4. Schema de calcul pentru determinarea vitezelor, la grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 3.

Cu aceasta folosind principiile de calcul expuse în paragrafele 2.1 și 2.2, viteza relativă a punctului A față de elementul 4, cînd A este în repaos față de elementul fix, va fi :

$$v_{BA34} = \frac{d_B s_{A34}}{dt} = \sin(\varphi_4 - \varphi_5) \cdot \frac{ds_B}{dt} = Q_{B34} \cdot v_B \tag{2.16}$$

iar viteza unghiulară a elementului 4 față de 5,

$$\omega_{45} = \omega_{A45} + \omega_{B45} \tag{2.17}$$

și viteza relativă a punctului A față de elementul 4

$$v_{A34} = v_A A_{34} + v_B A_{34}. \tag{2.18}$$

2.4. Grupa cinematică de clasa II-a aspectul 4.

Se consideră grupa cinematică din fig. 2.5. Fie mișcările instantanee a celor două direcții de translație date de unghiurile infinit mici de rotație $d\varphi_2$ și $d\varphi_5$.

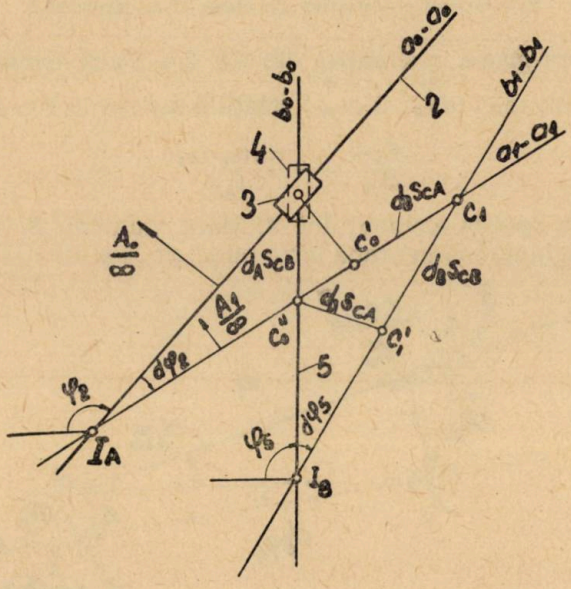


Fig. 2.5. Schema de calcul pentru determinarea vitezelor, la grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 4.

Aplicînd raționamentele expuse mai sus, proiecțiile vitezei punctului C pe direcția de referință aleasă Ox și pe o direcție perpendiculară, vor fi :

$$\left.\begin{aligned} v_{cx} &= -(v_A c_A + v_B c_A)\cdot\cos\varphi_2 - (v_A c_B + v_B c_B)\cos\varphi_5 \\ v_{cy} &= (v_A c_A + v_B c_B\cdot\sin\varphi_2 + (v_A c_B + v_B c_B)\cdot\sin\varphi_5 \end{aligned}\right\} \tag{2.19}$$

2.5. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 5.

Se consideră grupa cinematică din fig. 2.6. Fie deplasarea punctului A mărimea infinitezimală $\overrightarrow{ds_A}$, iar unghiul de rotire a direcției de translație b—b, $d\varphi_5$.

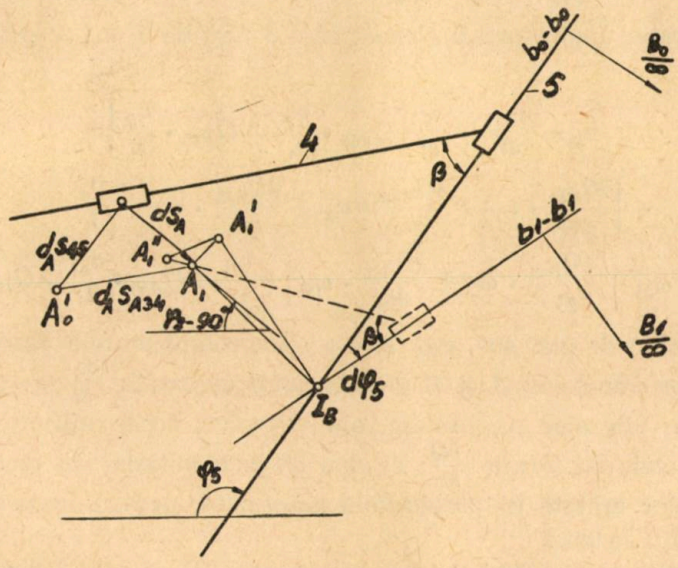


Fig. 2.6. Schema de calcul pentru determinarea vitezelor, la grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 5.

Cu acestea, repetînd raționamentul din paragrafele 2.1 și 2.2, viteza punctului A în raport cu tija 4 va fi :

$$v_s A_{34} = v_A s_{A34} + v_B s_{A34} = Q l_{pB} A\cdot\omega_5 - Q_\beta\cdot v_A \tag{2.20}$$

iar a elementului 4 în raport cu elementul 5,

$$v_{s45} = v_A s_{45} + v_B s_{45} = Q l_{pB} A\cdot\omega_5 - Q\cdot v_A. \tag{2.21}$$

3. DETERMINAREA ACCELERAȚIEI PUNCTELOR DIN ELEMENTELE MECANISMELOR

3.1. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 1.

Accelerația unghiulară a elementului 3 față de elementul 2, ε_{32} se poate calcula din relația :

$$\varepsilon_{32}=\frac{d\omega_{32}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[Q_{A32}\cdot\frac{v_A}{l_3}+Q_{B32}\cdot\frac{v_B}{l_3}\right]=$$

$$=\left[\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_2}\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{45}\right]\cdot\frac{v_A}{l_3}+ \tag{3.1}$$

$$+\left[\frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_5}\cdot\omega_{51}+\frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{45}\right]\cdot\frac{v_B}{l_3}+Q_{A32}\cdot\frac{a_{At}}{l_3}+Q_{B32}\cdot\frac{a_{Bt}}{l_3}.$$

Accelerația unghiulară a elementului 4 față de 5, ε_{45} se poate calcula cu relația :

$$\varepsilon_{45}=\frac{d\omega_{45}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[Q_{A45}\cdot\frac{v_A}{l_4}+Q_{B45}\cdot\frac{v_B}{l_4}\right]=$$

$$=\left[\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{41}\right]\cdot\frac{v_A}{l_4}+ \tag{3.1'}$$

$$+\left[\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_5}\cdot\omega_{51}+\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{41}\right]\cdot\frac{v_B}{l_4}+Q_{A45}\cdot\frac{a_{At}}{l_4}+Q_{B45}\cdot\frac{a_{Bt}}{l_4}.$$

În relațiile de mai sus, a_{At} și a_{Bt} sînt componentele tangențiale ale accelerațiilor punctelor A și B și s-au notat expresiile $\frac{d\varphi}{dt}=\omega$; $\frac{dv}{dt}=a$.

Valorile vitezelor unghiulare, ale vitezelor, accelerațiilor, factorii Q cît și derivatele de forma $\frac{\partial Q}{\partial\varphi}$ se dau ca date inițiale sau se pot calcula conform celor arătate în paragrafele anterioare, pentru fiecare poziție a mecanismului de bază.

Proiecțiile accelerației unui punct oarecare D pe cele 2 direcții de referință se calculează, derivînd în raport cu timpul, expresiile proiecțiilor vitezei (conform relației 2.6).

$$\left.\begin{aligned}
a_{Dx}&=\frac{dv_{Dx}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[v_A\cdot\sin\varphi_2+l'_3\cdot\omega_{32}\cdot\sin(\beta_3-\varphi_3)\right]=\\
&=a_{At}\cdot\sin\varphi_2+v_A\cdot\cos\varphi_2\cdot\omega_{21}+l'_3\cdot\sin(\beta_3-\varphi_3)\cdot\varepsilon_{32}+l'_3\cos(\beta_3-\varphi_3)\cdot\omega_{32}^2\\
a_{Dy}&=\frac{dv_{Dy}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[v_A\cdot\cos\varphi_2-l'_3\omega_{32}\cdot\cos(\beta_3-\varphi_3)\right]=\\
&=a_{At}\cos\varphi_2-v_A\sin\varphi_2\cdot\omega_{21}-l'_3\cdot\cos(\beta_3-\varphi_3)\cdot\varepsilon_{32}+l'_3\cdot\sin(\beta_3-\varphi_3)\cdot\omega_{32}^2
\end{aligned}\right\} \tag{3.2}$$

În aceste relații a_{At} este componenta tangențială a accelerației, cunoscută a punctului A, și s-au notat expresiile $\frac{dp}{dt}=\omega$; $\frac{d\omega}{dt}=\varepsilon$; $v_A, a_A, \omega_{21}, \omega_{32}, \varepsilon_{32}$ se cunosc ca date inițiale sau sînt calculate pe baza relațiilor anterioare.

3.2. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 2.

Accelerația unghiulară a elementului *3*, față de elementul *2*, se calculează prin derivarea expresiei (2.13) care dă valoarea vitezei unghiulare ω_{32}.

$$\varepsilon_{32}=\frac{d\omega_{32}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[Q_{A32}\cdot\frac{v_A}{l_3}+Q_{B32}\cdot\frac{l_p}{l_3}\omega_5\right]=$$

$$=\left[\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_5}\cdot\omega_{51}\right]\cdot\frac{v_A}{l_3}+ \tag{3.3}$$

$$+\left[\frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_3}\omega_{32}+\frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_5}\cdot\omega_{51}\right]\cdot\frac{l_p}{l_3}\cdot\omega_5+Q_{A32}\cdot\frac{a_{At}}{l_3}+Q_{B32}\cdot\frac{1}{l_3}\left[l_p\varepsilon_{51}+\frac{dl_p}{dt}\omega_{51}\right].$$

Accelerația punctului C, în raport cu direcția de translație b—b, se determină prin derivarea relației (2.14) care dă valoarea vitezei v_c.

$$a_c=\frac{dv_c}{dt}=\frac{d}{dt}\left[Q_{A45}\cdot v_A+Q_{B45}\cdot l_p\cdot\omega_{51}\right]=$$

$$=\left[\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_5}\omega_{51}\right]\cdot v_A+ \tag{3.3'}$$

$$+\left[\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_3}\cdot\omega_{32}+\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_5}\omega_{51}\right]\cdot l_p\cdot\omega_{51}+Q_{A45}+a_{At}+Q_{B45}\left(l_p\cdot\varepsilon_{51}+\frac{dl_p}{dt}\cdot\omega_{51}\right).$$

În expresiile de mai sus, a_{A_t}, componenta tangențială a accelerației punctului A, vitezele, vitezele unghiulare, accelerațiile unghiulare, expresiile $\frac{dl_p}{dt}$, $Q, \frac{\partial Q}{\partial\varphi}$ sînt cunoscute ca date inițiale, sau calculate cu relațiile anterioare. S-a notat $\frac{dv}{dt}=a$, $\frac{d\varphi}{dt}=\omega$ și $\frac{d\omega}{at}=\varepsilon$.

3.4. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 3

Accelerația unghiulară a elementului *4* față de elementul *5* se obține prin derivarea expresiei (2.17) în raport cu timpul

$$\varepsilon_{45}=\frac{d\omega_{45}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[Q_{A45}\cdot\frac{v_A}{(l_A)_B}+Q_{B45}\cdot\frac{v_B}{(l_A)_B}\right]=$$

$$=\left[\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_{21}+\frac{\partial Q_A}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{45}\right]\cdot\frac{v_A}{(l_A)_B}+\left[\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{45}+\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_5}\omega_{51}\right]\cdot\frac{v_B}{(l_A)_B}+$$

$$+Q_{A45}\left[\frac{a_A}{(l_A)_B}+\frac{v_A\cdot v_{A34}}{(l_A)_{B^2}}\right]+Q_{B45}\cdot\left[\frac{a_B}{(l_A)_B}+\frac{v_B\cdot v_{A34}}{(l_A)_{B^2}}\right]. \tag{3.4}$$

Accelerația relativă a punctului A față de elementul 3 se obține prin derivarea expresiei (2.18).

$$a_{A34}=\frac{dv_{A32}}{dt}=\frac{d}{dt}\left[Q_{A34}\cdot v_A+Q_{B34}\cdot v_B\right]=\left[\frac{\partial Q_{A34}}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A34}}{\partial\varphi_4}\cdot\omega_{45}\right]\cdot v_A+$$
$$+\left[\frac{\partial Q_{B34}}{\partial\omega_4}\cdot\omega_{45}+\frac{\partial Q_{B34}}{\partial\omega_5}\cdot\omega_{51}\right]\cdot v_B+Q_{A34}\cdot a_{At}+Q_{B34}\cdot a_{Bt}\,. \tag{3.4'}$$

În aceste expresii, a_{At} și a_{Bt} sînt componentele tangențiale ale accelerațiilor punctelor A și B, vitezele, vitezele unghiulare, expresiile Q, $\frac{\partial Q}{\partial\varphi}$ sînt cunoscute ca date inițiale, sao calculate cu relațiile anterioare. S-au notat $\frac{dv}{dt}=a$ și $\frac{d\varphi}{dt}=\omega$.

3.4. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 4.

Proiecția accelerației a_c, pe direcția de referință x—x se calculează cu relația:

$$a_{cx}=\frac{dv_{cx}}{dt}=-\left(\frac{dv_Ac_A}{dt}+\frac{dv_Bc_B}{dt}\right)\cos\varphi_2+(v_Ac_A+v_Bc_B)\sin\varphi_2\frac{d\varphi_2}{dt}-$$
$$-\left(\frac{dv_Ac_B}{dt}+\frac{dv_Bc_B}{dt}\right)\cos\varphi_5+(v_Ac_B+v_Bc_B)\sin\varphi_5\cdot\frac{d\varphi_5}{dt}=$$
$$=-\left[-\left(\frac{dQ_{32}}{dt}+\frac{dQ_{45}}{dt}\right)l_{pA}\cdot\omega_2-(Q_{32}+Q_{45})\,l_{pA}\cdot\varepsilon_2\right]\cdot\cos\varphi_2+$$
$$+[-Q_{32}-Q_{45}]\,l_{pA}\cdot\omega_2^2\cdot\sin\varphi_2-\left[\left(\frac{dQ_{32}}{dt}+\frac{dQ_{45}}{dt}\right)\cdot l_{pB}\cdot\omega_5+(Q_3+Q_{45})\cdot l_{pB}\cdot\varepsilon_5\right]\cos\varphi_5+$$
$$+[Q_{32}+Q_{45}]\,l_{pB}\cdot\omega_5^2\cdot\sin\varphi_5\,. \tag{3.5}$$

Proiecția accelerației punctului C pe direcția y—y, perpendiculară pe direcția de referință x—x, se calculează cu relația:

$$a_{cy}=\frac{dv_{cy}}{dt}=\left[-\left(\frac{dQ_{32}}{dt}+\frac{dQ_{45}}{dt}\right)l_{pA}\cdot\omega_2-(Q_{32}+Q_{45})\,l_{pA}\varepsilon_2\right]\cdot\sin\varphi_2+$$
$$+[-Q_{32}-Q_{45}]\cdot l_{pA}\cdot\omega_2^2\cdot\cos\varphi_2+\left[\left(\frac{dQ_{32}}{dt}+\frac{dQ_{45}}{dt}\right)l_{pB}\omega_5+(Q_3+Q_{45})\cdot l_{pB}\cdot\varepsilon_5\right]\cdot\sin\varphi_5+$$
$$+[Q_{32}+Q_{45}]\,l_{pB}\cdot\omega_5^2\cdot\cos\varphi_5\,. \tag{3.5'}$$

3.5. Grupa cinematică de clasa II-a, aspectul 5.

Accelerațiile relative ale elementelor grupei structurale se pot calcula cu relațiile:

$$a_{A34}=\frac{dv_{SA34}}{dt}=\left(\frac{\partial Q}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_2+\frac{\partial Q}{\partial\varphi_5}\omega_5\right)l_{PBA}\,\omega_5-\left(\frac{\partial Q_B}{\partial\varphi_2}\omega_2+\frac{\partial Q_B}{\partial\varphi_5}\omega^5\right)\cdot$$
$$\cdot v_A+Ql_{PBA}\cdot\varepsilon_5-Q_B\cdot a_{At}$$
$$a_{S45}=\frac{dv_{s45}}{dt}=\left(\frac{\partial Q_B}{\partial\varphi_2}\cdot\omega_2+\frac{\partial Q_B}{\partial\varphi_5}\omega_5\right)\cdot l_{PBA}\cdot\omega_5-\left(\frac{\partial Q}{\partial\varphi_2}\omega_2+\right. \tag{3.6}$$
$$\left.+\frac{\partial Q}{\partial\varphi_5}\omega_5\right)v_A+Q_B\cdot l_{PBA}\cdot\varepsilon_5-Q\cdot a_{At}\,.$$

4. CONCLUZII

În cadrul ucrării, s-a dezvoltat metoda prezentată în lucrarea [17] întregind-o ca o metodă unitară pentru analiza cinematicii mecanismelor plane de clasa II-a.

Relațiile obținute pentru calculul vitezelor sînt mai simple decît cele pentru deplasări. Pe baza lor, se pot întocmi programe simple pentru calculatoare electronice.

Părțile de program pentru calculul vitezelor și accelerațiilor, spre deosebire de partea pentru calculul deplasărilor, nu trebuie să impună efectuarea unor iterații.

BIBLIOGRAFIE

1. Mayer zur Capellen W., Harmonische Analyse bei Kurbelgetrieben I. Allgemeine Zusammenhänge. Forschungsberichte des Landes Nordrhein Westfalen nr. 676, Westdeutscher Verlag, Klön 1959.
2. Mayer zur Capellen W., Harmonische Analyse bei Kurbelgetrieben II gleichschenklige Getriebe. Forschungrberiche des Landes Nordrhein Westfalen nr. 803 Westdeutschen Verlag, Köln 1960.
3. Mayer zur Capellen W., Die Fourierre ihe für die Schleifenwinkel der zentrischen Kurbelstreife und verwandte Fourierre ihe. Bul. științ. și tehnic al I. P. Iași 1959, 5.
4. Rankers H., Angenäherte Getriebesynthese durch harmonische Analyse der vorgegebenen periodischen Bewegungsverhältnisse. Disertation Aachen 1958.
5. E. P. Pollitt, Motion Analysis, by complex numbers, of Fivebar linkages with two drive cranks. Transactions og the Seventh Conference on Mechanisms. Machine Design 1962.
6. Anilovici V. IA., Epstein IU. V., Cislenîi metodi i riadî Furie V. zadaciah analiza țepei Assura s vașcatehnîmi parami. TMM 92. 93 Izd. Akad. Nauk SSSR 1962.
7. Bogdan R. C., Cercetarea grupelor assurice în construcția mecanismelor prin serii armonice complexe și metoda mecano-electrică. Disertație București, 1964.
8. Bogdan R. C., Considerații analitice asupra grupelor cinematice cu două elemente. Studii și cercetări de mecanică aplicată, Academie RSR. XV, 1, 1964.
9. Bogdan R. C., Utilizarea analizei armonice în studiul grupelor assurice plane de aspectul II și III. Studii și cercetări de mecanică aplicată, Academia RSR XV, 1, 1964.
10. Mangeron D. I., Accelerații reduse de orice ordin și cîteva din proprietățile lor extreme. DAN, Tom 112, nr. 1, 1957.
11. Mangeron D. I., Studiul cinematic al mecanismelor spațiale cu 4 organe prin metoda matricială tensională. Studii și cercetări de mecanică aplicată, nr. 6, 1961 București.
12. Voinea R., Atanasiu M., *Metode analitice noi în teoria mecanismelor*. Editura Tehnică București, 1964.
13. Gh. Pelecudi, Metoda accelarațiilor compuse în lanțurile cinematice plane. Studii și cercetări de mecanică aplicată, nr. 2, 1965 București.
14. Gh. Pelecudi, Metoda accelerațiilor superioare compuse în lanțurile cinematice plane. Studii și cercetări de mecanica aplicată, nr. 3 1965 București.
15. Gh. Pelecudi, Metoda solidarizării pentru lanțurile cinematice închise p. I. Studii și cercetări de mecanică aplicată, nr. 5 1965, București.

16. Gh. Pelecudi, Metoda solidarizării pentru lanţurile cinematice închise p II. Studii şi cercetări de mecanică aplicată nr. 5, 1965, Bucureşti.
17. F. Kovács, O nouă metodă analitică pentru calculul parametrilor cinematici la mecanisme plane de clasa II-a calculul deplasărilor. Buletinul Ştiinţific şi tehnic al IPT 1966.

НОВЫЙ АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ДВИЖЕНИЯ ПЛОСКИХ МЕХАНИЗМОВ ВТОРОГО КЛАССА. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТЕЙ И УСКОРЕНИЙ

(РЕЗЮМЕ)

Приводится новый аналитический метод определения скоростей и ускорений точек элементов плоских механизмов второго класса.

Расчетные соотношения определяются для пяти видов кинематической группы второго класса, и могут быть легко програмированы для электронных счетных машин.

EINE NEUE ANALYTISCHE METHODE ZUR BERECHNUNG KINEMATISCHER PARAMETER DER EBENEN GELENKGETRIEBEN. ZWEITER KLASSE. BESTIMMUNG DER GESCHWINDIGKEITEN UND BESCHLEUNIGUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird eine neue analytische Methode zur Bestimmung der geschwindigkeiten und Beschleunigungen der Elementenpunkten zweitklassigen ebener Gelenkgetrieben. Die Beziehungen werden für alle fünf Typen der Dyade aufgestellt und sie sind leicht zu programieren an elektronischen Rechenmaschinen.

PROGRAM PENTRU DETERMINAREA PARAMETRILOR CINEMATICI AI MECANISMELOR PATRULATER ARTICULAT LA CALCULATORUL ELECTRONIC MECIPT-1

DE

FR. KOVÁCS, ȘT. MĂRUȘTERU, D. PERJU, D. UROȘ

1. INTRODUCERE

Studiul cinematicii și dinamicii mecanismelor cu metode analitice prezintă avantajul unei precizii teoretic nelimitate a rezultatului calculului. Dezavantajul principal al acestor metode constă în volumul mare de calcule numerice de efectuat. În prezent, folosirea calculatoarelor electronice reduce în mare măsură importanța acestui dezavantaj. Din acest motiv elaborarea unor metodici de folosire a calculatoarelor electronice pentru rezolvarea unor probleme de teoria mecanismelor prezintă perspective interesante.

Prezenta lucrare își propune că facă analiza cinematică a unui mecanism patrulater articulat cu ajutorul mașinii MECIPT-1, realizată și pusă în funcțiune la Institutul Politehnic Timișoara [3].

2. PROGRAMAREA LA MECIPT-1, A RELAȚIILOR DE DETERMINARE A PARAMETRILOR CINEMATICI LA UN MECANISM PATRULATER ARTICULAT

În [1] s-a indicat o nouă metodă analitică de determinare a parametrilor de mișcare pentru mecanisme în compunerea cărora intră grupe structurale de clasa II, aspectele 1 . . . 5.

Avantajul metodei constă în faptul, că parametri cinematici, pot fi determinați pe această cale, cu o mare precizie și într-un timp scurt, dacă pentru rezolvarea problemei se uzează de mașini electronice de calcul.

Pentru ilustrarea metodei şi a procedeului de lucru s-a trecut la determinarea parametrilor cinematici pentru patrulaterul articulat din fig. 1, cu dimensiunile :

$$l_2 = l_{OA} = 20 \text{ mm}$$

$$l_3 = l_{AC} = 60 \text{ mm}$$

$$l_4 = l_{BC} = 60 \text{ mm}$$

$$l_3 = l_{AD} = 60 \text{ mm}$$

$$\beta_3 = 30°$$

şi cu iniţializarea :

$$\varphi_2 = 90°$$

$$\varphi_4 = 90°$$

$$\varphi_3 = 30°$$

Viteza unghiulară a manivelei motoare este constantă şi egală cu :

$$\omega_2 = 1 \text{ rad/sec.}$$

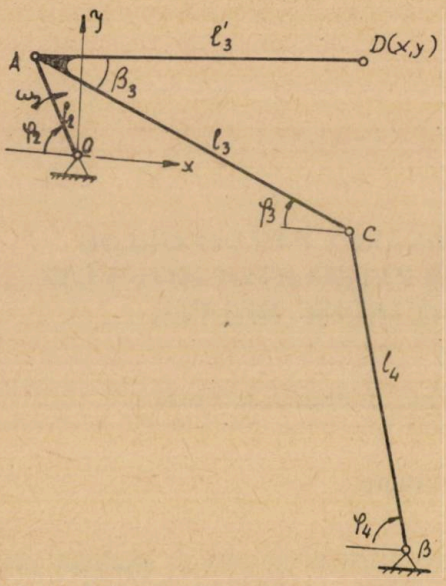


Fig. 1. Schema cinematică a mecanismului patrulater articulat.

Se impune determinarea stării de mişcare a elementelor *4* şi *3* (cu determinarea în particular a poziţiei, vitezei şi acceleraţiei punctului *D* al bielei), pentru un număr de 36 poziţii a manivelei motoare, echidistante, corespunzător unei creşteri $(\Delta\varphi_2)_{i,i+1} = 10°$, adică :

$$(\varphi_2)_{i+1} = (\varphi_2)_i + (\Delta\varphi_2)_{i,i+1} = (\varphi_2)_i + 10°. \tag{1}$$

2.1. Determinarea poziţiilor elementelor mecanismului şi a coordonatelor punctului *D*

Poziţiile elementelor *3* şi *4* sînt definite de unghiurile φ_3 şi φ_4 a căror mărime, pentru poziţia de rang $(i+1)$, în funcţie de poziţia anterioară (i), se determină cu relaţiile :

$$(\varphi_3)_{i+1} = (\varphi_3)_i + (\Delta\varphi_3)_{i,i+1} \tag{2}$$

$$(\varphi_4)_{i+1} = (\varphi_4)_i + (\Delta\varphi_4)_{i,i+1}. \tag{2'}$$

Valorile iniţiale φ_2°, φ_3°, φ_4° se stabilesc respectiv de 90°, 30°, 90° (operatorul II, fig. 2). Notaţia de tipul $\varphi_2 := \varphi_2^\circ$ are semnificaţia unei memorări ; valoarea φ_2° se memorează la adresa rezervată variabilei φ_2.

Creşterile unghiurilor φ_3 şi φ_4 se obţin din relaţiile :

$$\Delta\varphi_3 = \Delta_A\varphi_3 + \Delta_B\varphi_3 \tag{3}$$

$$\Delta\varphi_4 = \Delta_A\varphi_4 + \Delta_B\varphi_4 \tag{3'}$$

În care :

$\Delta_A\varphi_3$ este variația unghiului φ_3 cauzată de mișcarea cuplei cinematice A din grupa structurală de cls. II, aspectul 1.

$\Delta_B\varphi_3$ — variația unghiului φ_3 cauzată de mișcarea cuplei B a grupei structurale,

$\Delta_A\varphi_4$ — variația unghiului φ_4 cauzată de mișcarea cuplei A.

$\Delta_B\varphi_4$ — variația unghiului φ_4 cauzată de mișcarea cuplei B.

În [1] s-au dedus expresiile fiecărei variații de unghi în parte, obținîndu-se :

$$\Delta_A\varphi_3 = -2 \arcsin \left[\frac{\sin\left(\varphi_2 + \frac{\Delta\varphi_2}{2} - \varphi_4 - \frac{\Delta_A\varphi_4}{2}\right)}{\sin\left(\varphi_4 + \frac{\Delta_A\varphi_4}{2} - \varphi_3 - \frac{\Delta_A\varphi_4}{2}\right)} \cdot \frac{\Delta S_A}{2l_3} \right] \tag{4}$$

$$\Delta_A\varphi_4 = \arcsin \left[\frac{\sin\left(\varphi_2 + \frac{\Delta\varphi_2}{2} - \varphi_3 - \frac{\Delta_A\varphi_3}{2}\right)}{\sin\left(\varphi_4 + \frac{\Delta_A\varphi_4}{2} - \varphi_3 - \frac{\Delta_A\varphi_2}{2}\right)} \cdot \frac{\Delta S_A}{2l_4} \right] \tag{4'}$$

$$\Delta_B\varphi_3 = -2 \arcsin \left[\frac{\sin\left(\varphi_5 + \frac{\Delta\varphi_5}{2} - \varphi_4 - \Delta_A\varphi_4 + \frac{\Delta_B\varphi_4}{2}\right)}{\sin\left(\varphi_3 + \Delta_A\varphi_3 + \frac{\Delta_B\varphi_3}{2} - \varphi_4 + \Delta_A\varphi_4 - \frac{\Delta_B\varphi_4}{2}\right)} \cdot \frac{\Delta S_B}{2l_3} \right] \tag{5}$$

$$\Delta_B\varphi_4 = 2 \arcsin \left[\frac{\sin\left(\varphi_5 + \frac{\Delta\varphi_5}{2} - \varphi_3 - \Delta_A\varphi_3 + \frac{\Delta_B\varphi_3}{2}\right)}{\sin\left(\varphi_3 + \Delta_A\varphi_3 + \frac{\Delta_B\varphi_3}{2} - \varphi_4 + \Delta_B\varphi_4 - \frac{\Delta_B\varphi_7}{2}\right)} \cdot \frac{\Delta S_B}{2l_4} \right] \tag{5'}$$

În care :

φ_2 ; φ_3 ; φ_4 sînt unghiurile momentane ale direcțiilor elementelor (v. fig. 2).

$\Delta S_A = 2l_4 \sin\frac{\Delta\varphi_2}{2} = 40 \sin 5°$ — reprezintă deplasarea lineară a punctului A, dintr-o poziție dată în poziția vecină (după rotirea manivelei motoare cu 10°).

ΔS_B — reprezintă deplasarea lineară a punctului B.

Cum în cazul mecanismului din fig. 1 : $\Delta S_B = 0$ (deoarece punctul B este o articulație fixă), din relațiile (5) și (5′) rezultă că : $\Delta_B\varphi_3 = 0$ și $\Delta_B\varphi_4 = 0$, iar relațiile (3) și (3′) devin :

$$\Delta\varphi_3 = \Delta_A\varphi_3 \tag{6}$$

$$\Delta\varphi_4 = \Delta_A\varphi_4 \tag{6'}$$

Deoarece $\Delta_A\varphi_3 = \Delta\varphi_3$ se exprimă cu ajutorul creșterii $\Delta_A\varphi_4 = \Delta\varphi_4$ și invers, valorile acestor creșteri se calculează iterativ cu ajutorul relațiilor (4) și (4′), notate în scema logică a programului cu f_3 și f_4 (fig. 2, operatorul IV). Iterațiile se încep cu valorile inițiale : $(\Delta\varphi_3)_0 = 0$ $(\Delta\varphi_4)_0 = 0$ (III).

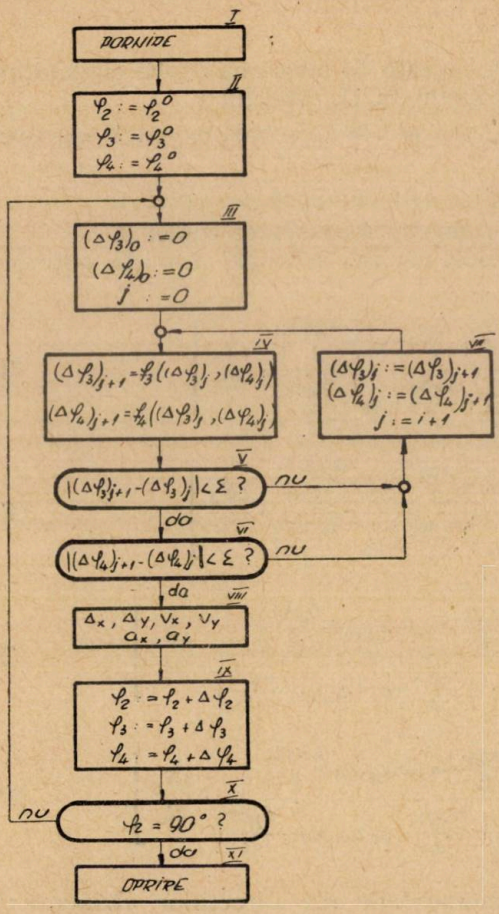


Fig. 2. Schema logică a programului.

După fiecare iteraţie se verifică condiţiile logice V, VI ($\varepsilon = 10^{-6}$), trecîndu-se la iteraţia următoare cu noile valori (VII), dacă cel puţin una din aceste condiţii nu este satisfăcută. În cazul că ambele condiţii (V, VI) sînt satisfăcute se trece mai departe la calcularea mărimilor din operatorul VIII.

Cu valorile lui $\Delta\varphi_3$ şi $\Delta\varphi_4$ astfel determinate, s-a trecut la determinarea variaţiilor coordonatelor punctului D al bilei AC, la trecerea elementului 3 dintr-o poziţie *(i)* în cea vecină $(i+1)$, conform relaţiilor :

$$\Delta x_{i,\,i+1} = \Delta S_A \sin\left(\varphi_2 + \frac{\Delta\varphi_2}{2}\right) + 2l'_3 \sin\frac{\Delta\varphi_3}{2} \cdot \sin\left(\beta_3 - \varphi_3 - \frac{\Delta\varphi_3}{2}\right) \quad (7)$$

$$\Delta y_{i,\,i+1} = \Delta S_A \cos\left(\varphi_2 + \frac{\Delta\varphi_2}{2}\right) - 2l'_3 \sin\frac{\Delta\varphi_3}{2} \cdot \cos\left(\beta_3 - \varphi_3 - \frac{\Delta\varphi_3}{2}\right) \quad (7')$$

Mărimile lineare şi unghiulare din aceste relaţii corespund notaţiilor din fig. 2.

Rezolvarea relaţiilor (7, 7′) este efectuată de operatorul VIII a schemei logice a programului (figura 2), iar rezultatele calculelor sînt trecute în tabelul 1.

Coordonatele punctulu D pentru o poziţie oarecare (să zicem de rang k) se obţine cu ajutorul relaţiilor :

$$x_k = x_0 + \sum_0^{k-1} \Delta x_{i,\,i+1} \quad (8)$$

$$y_k = y_0 + \sum_0^{k-1} \Delta y_{i,\,i+1} \quad (8')$$

în care :

x_0, y_0 — sînt coordonatele punctului D pentru poziţia iniţială a acestuia, care poate fi luată şi originea sistemului de coordonate (în care caz $x_0 = 0$ şi $y_0 = 0$). Reprezentarea traiectoriei punctului D cu coordonatele determinate ca mai sus este făcută în fig. 3.

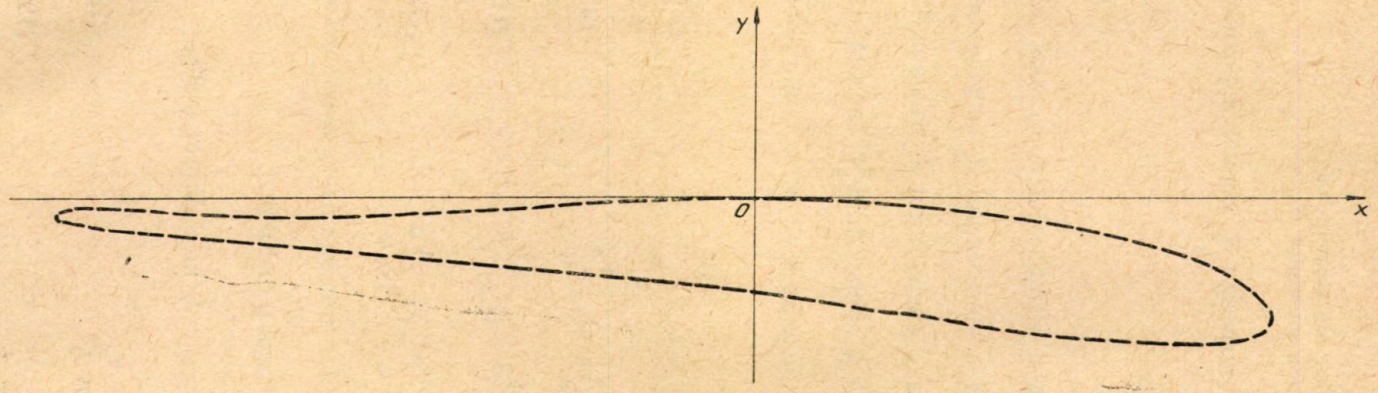


Fig. 3. Traiectoria punctului D la scara : $k_s = \frac{1}{5}$ mm/mm.

Tabelul 1

Poz.	φ_2^0	φ_3^0	φ_4^0	$\Delta\varphi_3^0$	δ_3^0	$\Delta\varphi_4^0$	δ_4^0	Δx_D mm	Δy_D mm	V_{Dx} mm/sec	V_{Dy} mm/sec	a_{Dx} mm/sec^2	a_{Dy} mm/sec^2
1	099,999998	029,783464	093,426389	—000,216533	000,000000	003,426389	000,000000	03,4725346	— 00,0770916	19,9999998	00,0000000	00,0000000	—04,6039916
2	109,999998	029,161514	096,963142	— 000,621949	000,000000	003,536753	000,000000	03,3614426	— 00,2510290	19,6864982	—00,9177668	—03,6343647	—05,7820171
3	119,999967	028,169385	100,497757	—000,992129	000,000000	003,534613	000,000000	03,1353997	— 00,4346831	18,7225461	—01,9682099	—07,4218757	—06,1045689
4	129,999997	026,832417	103,920046	—001,336967	000,000000	003,422288	000,000000	02,7947051	— 00,6009128	17,0966535	—02,9960287	—11,1957991	—05,5263558
5	139,999995	025,166297	107,121563	—001,666119	000,000000	003,201517	000,000000	02,3434133	— 00,7246926	14,8224418	—03,8489310	—14,8338868	—04,1198580
6	149,969995	023,179147	109,994400	—001,987149	000,000000	002,872836	000,000000	01,7883523	— 00,7856702	11,9317923	—04,3948124	—18,2465765	—02,0397054
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
32	049,999996	026,017623	079,535559	002,292210	000,000000	001,416916	000,000000	02,6796918	00,0745075	14,5153619	00,2269477	09,7929694	02,2575655
33	059,999995	027,798900	081,483044	001,781276	000,000000	001,947685	000,000000	02,9563548	00,1370602	16,1724846	00,6232821	09,1286544	02,1324042
34	069,999995	029,045902	083,926680	001,247000	000,000000	002,443634	000,000000	03,1955471	00,1680086	17,6696322	00,9165585	07,9146307	01,0786822
35	079,999994	029,768565	086,797209	000,722663	000,000000	002,870528	000,000000	03,3752678	00,1455770	18,8918435	00,9563095	05,9620171	—00,7131304
36	089,999994	029,999994	090,000002	000,231429	000,000000	003,202792	000,000000	03,4734523	00,0614934	19,7075515	00,6514440	03,2719638	—02,7813265
1	099,999993	029,783461	093,426392	—000,216533	000,000000	003,426388	000,000000	03,4725347	— 00,0770912	19,9999998	—00,0000014	00,0000008	—04,6039935

2.2. Determinarea vitezelor unghiulare ale elementelor mecanismului și a vitezei lineare a punctului D

Vitezele unghiulare ale elementelor *3*, respectiv *4*, pentru o poziție dată a mecanismului, se determină cu relația :

$$\omega_{32} = \omega_{A32} + \omega_{B32} \tag{9}$$

$$\omega_{45} = \omega_{A45} + \omega_{B45} \tag{9'}$$

în care :

ω_{A32} este partea din viteza unghiulară a elementului *3*, cauzată de mișcarea punctului *A* ;

ω_{B32} — partea din viteza unghiulară a elementului *3*, cauzată de mișcarea punctului *B* ;

ω_{A45} — partea din viteza unghiulară a elementului *4*, cauzată de mișcarea punctului *A* ;

ω_{B45} — partea din viteza unghiulară a elementului *4*, cauzată de mișcarea punctului *B*.

În [1] s-au dedus expresiile fiecărei componente a vitezelor unghiulare în parte obținîndu-se :

$$\omega_{A32} = -\frac{\sin(\varphi_2 - \varphi_4)}{\sin(\varphi_4 - \varphi_3)} \cdot \frac{V_A}{l_3} = Q_{A32} \frac{V_A}{l_3} \tag{10}$$

$$\omega_{A45} = \frac{\sin(\varphi_2 - \varphi_3)}{\sin(\varphi_4 - \varphi_3)} \cdot \frac{V_A}{l_4} = Q_{A45} \frac{V_A}{l_4} \tag{10'}$$

$$\omega_{B32} = -\frac{\sin(\varphi_5 - \varphi_4)}{\sin(\varphi_4 - \varphi_3)} \cdot \frac{V_B}{l_3} = Q_{B32} \frac{V_B}{l_3} \tag{11}$$

$$\omega_{B45} = -\frac{\sin(\varphi_5 - \varphi_3)}{\sin(\varphi_4 - \varphi_3)} \cdot \frac{V_B}{l_4} = Q_{B45} \frac{V_B}{l_4} \tag{11'}$$

în care :

φ_2, φ_3, φ_4 sînt unghiurile direcțiilor momentane ale elementelor (fig. 1) ;

$V_A = \omega_2 l_2 = 1{,}20 = 20$ mm/sec — reprezintă viteza punctului *A*.

$V_B = 0$ — viteza punctului *B*.

Deoarece : $V_B = 0$, rezultă că și $\omega_{B32} = \omega_{B45} = 0$, iar relațiile (9,9') devin :

$$\omega_{32} = \omega_{A32} = Q_{A32} \frac{V_A}{l_3} \tag{12}$$

$$\omega_{45} = \omega_{A45} = Q_{A45} \frac{V_B}{l_4} \tag{12'}$$

Cu valoarea ω_{32} determinată conform relației (12) se poate trece în continuare, la stabilirea componentelor vitezei punctului D, într-o poziție dată (de rang i), pe cele două direcții ale sistemului de axe de coordonate admis, cu ajutorul relațiilor :

$$V_{Dx} = V_A \sin\varphi_2 - l'_3\omega_{32}\sin(\beta_3-\varphi_3) \tag{13}$$

$$V_{Dy} = V_A \cos\varphi_2 + l'_3\omega_{32}\cos(\beta_3-\varphi_3) \tag{13'}$$

Cunoscînd cele două componente ale vitezei V_{Dx_i} și V_{Dy_i} se poate determina valoarea și direcția vitezei punctului D_i :

$$V_{D_i} = \sqrt{V_{Dx_i}^2 + V_{Dy_i}^2} \tag{14}$$

$$\operatorname{tg}\nu_i = \frac{V_{Dy_i}}{V_{Dx_i}} \tag{14'}$$

în care :

ν_i este unghiul pe care îl face vectorul viteză a punctului D în poziția i, cu sensul pozitiv al axei Ox.

Rezolvarea relațiilor (13, 13') este efectuată de operatorul VIII al schemei logice a programului (fig. 2), iar rezultatele calculelor sînt trecute în tabelul 1.

2.3. Determinarea accelerațiilor unghiulare ale elementelor mecanismului și a accelerației lineare a punctului D

Accelerațiile unghiulare ale elementelor *3*, respectiv *4*, pentru o poziție dată a mecanismului, se determină cu relațiile :

$$\varepsilon_{32} = \left[\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_2}\omega_{21} = \frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_3}\omega_{32} + \frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_4}\omega_{45}\right]\frac{V_A}{l_3} + \left[\frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_5}\omega_{51} + \frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_3}\omega_{32} + \frac{\partial Q_{B32}}{\partial\varphi_4}\omega_{45}\right]\frac{V_B}{l_3} + Q_{A32}\frac{a_A^t}{l_3} + Q_{B32}\frac{a_B^t}{l_3} \tag{15}$$

$$\varepsilon_{45} = \left[\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_2}\omega_{21} + \frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_3}\omega_{32} + \frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_4}\omega_{41}\right]\frac{V_A}{l_4} + \left[\frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_5}\omega_{51} + \frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_3}\omega_{32} + \frac{\partial Q_{B45}}{\partial\varphi_4}\omega_{41}\right]\frac{V_B}{l_4} + Q_{A45}\frac{a_A^t}{l_4} + Q_{B45}\frac{a_B^t}{l_4} \tag{15'}$$

în care :

$\omega_{21} = 1$ rad/sec este viteza unghiulară a elementului *2* ;

ω_{32}, ω_{45} — vitezele unghiulare ale elementelor *3* respectiv *4*, determinate cu ajutorul relațiilor (12 și 12') ;

$\omega_{51} = 0$ — — viteza unghiulară a elementului *5*, și este nulă deoarece acesta este fix ;

$a_A^t = \frac{dV_A}{dt} = 0$ reprezintă componența tangențială a accelerației punctului A și este nulă deoarece $V_A = \text{ct.}$

$a_B^t = \frac{dV_B}{dt} = 0$ — componenta tangențială a accelerației punctului B.

Avînd în vedere şi faptul că punctul B este fix, relaţiile (15 şi 15′) devin :

$$\varepsilon_{32}=\left[\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_2}\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_2}\omega_{32}+\frac{\partial Q_{A32}}{\partial\varphi_4}\omega_{45}\right]\frac{V_A}{l_3} \tag{16}$$

$$\varepsilon_{45}=\left[\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_2}\omega_{21}+\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_3}\omega_{32}+\frac{\partial Q_{A45}}{\partial\varphi_4}\omega_{41}\right]\frac{V_A}{l_4} \tag{16′}$$

Cunoscînd valorile vitezelor şi acceleraţiilor unghiulare pentru elementul *3* în diferite poziţii, se pot determina componentele acceleraţiei unui punct D al bielei, pe cele două direcţii ale sistemului de axe, de coordonate, pentru o poziţie a mecanismului, cu ajutorul relaţiilor :

$$a_{Dx}=V_A\cos\varphi_2\omega_{21}+l'_3\sin(\beta_3-\varphi_3)\varepsilon_{32}-l_3\cos(\beta_3-\varphi_3)\omega_{32}^2 \tag{17}$$

$$a_{Dy}+-V_A\sin\varphi_2\omega_{21}-l'_3\cos(\beta_3-\varphi_3)\varepsilon_{32}-l'_3\sin(\beta_3-\varphi_3)\omega_{32}^2 \tag{17′}$$

Cunoscînd cele două componente ale acceleraţiei a_{Dxi}; a_{Dyi} (pentru o poziţie de rang i a punctului D) se poate determina valoarea şi direcţia acceleraţiei punctului D_i.

$$a_{Di}=\sqrt{a_{Dxi}^2+a_{Dyi}^2} \tag{18}$$

$$\operatorname{tg}\delta_i=\frac{a_{Dyi}}{a_{Dxi}} \tag{18′}$$

în care :

δ_i este unghiul pe care îl face vectorul acceleraţie a punctului D în poziţia i, cu sensul pozitiv al axei Ox.

Rezolvarea relaţiilor (17, 17′) este efectuată în operatorul VIII a schemei logice a programului (fig. 3), iar rezultatele calculelor sînt trecute în tabelul 1.

Dacă $\varphi_2+\Delta\varphi_2\neq 90°$(X), întregul ciclu din schema logică se reia cu valorile $\varphi_2+\Delta\varphi_2$, $\varphi_3+\Delta\varphi_3$, $\varphi_4+\Delta\varphi_4$ (IX), în caz contrar calculatorul se opreşte.

Pentru verificare, s-au ridicat diagramele de variaţie a proiecţiei poziţiilor şi a componentelor pe axa Ox, a vitezelor şi acceleraţiilor punctului D pentru un ciclu complet (fig. 4.).

Pentru comparaţie, din punctul de vedere al preciziei calculelor şi al timpului de efectuare a acestora, aceeaşi problemă a mai fost rezolvată cu ajutorul riglei de calcul, a unei maşini de calcul de birou (utilizînd aceleaşi relaţii [1]) şi prin metoda grafo-analitică (a poligoanelor vectoriale), pentru un număr de 36 poziţii a manivelei motoare ($\Delta\varphi_2=10°$).

Cu ajutorul riglei de calcul, parametrii cinematici ai elementelor *3* şi *4*, (poziţiile, vitezelor, şi acceleraţiile unghiulare, viteza şi acceleraţia punctului D al bielei) se determină în aproximativ 54 de ore, cu precizia corespunzătoare acestui mijloc de calcul (2%).

Utilizînd în acelaşi scop o maşină de calcul de birou, timpul necesar rezolvării problemei este de 72 ore, cu o precizie dictată de capacitatea registrelor maşinii (în cazul de faţă pînă la a cincea zecimală).

Folosind metoda grafică (a locurilor geometrice) pentru determinarea pozițiilor elementelor și metoda poligoanelor vectoriale pentru viteze și accelerații, problema propusă s-a putut rezolva în aproximativ 11 ore cu o precizie de cca. 2,5%.

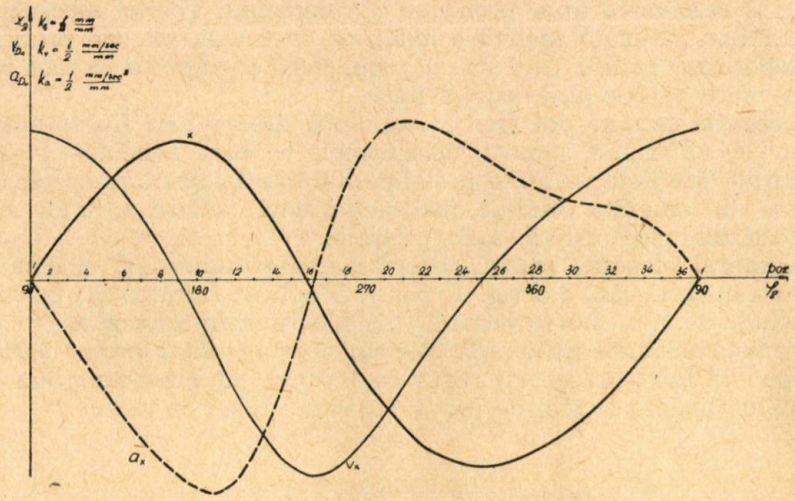


Fig. 4. Diagrama de variație a proiecțiilor deplasărilor, vitezelor și accelerațiilor punctului D pe axa Ox.

Cu ajutorul mașinii electronice de calcul MECIPT-1, care a lucrat după programul a cărei schemă logică este dată în fig. 3, problema a fost rezolvată în 45 minute (timp de mașină) cu un număr de 6 zecimale pentru unghiuri și 7 zecimale pentru celelalte mărimi (2 respectiv 3 din cele 9 cifre zecimale ale mașinii au fost utilizate pentru partea întreagă a valorilor parametrilor calculați).

Stabilirea preciziei determinării unghiurilor care marchează pozițiile elementelor *3* și *4* (φ_3 și φ_4) s-a făcut prin compararea valorilor inițiale, cu cele obținute după un ciclu (36 poziții) a unghiurilor φ_3 și φ_4 obținîndu-se o eroare de $+3^\circ \cdot 10^{-6}$ ($3{,}33 \cdot 10^{-6}$ %).

Erorile determinării coordonatelor punctului D, au fost : pentru axa Ox : de $18 \cdot 10^{-7}$ mm ($14{,}3 \cdot 10^{-6}$%), iar pentru axa Oy : $22 \cdot 10^{-7}$ mm, ($4{,}4 \cdot 10^{-5}$%).

Erorile determinării componentelor vitezei punctului D, pe cele două axe de coordonate, au fost : pentru proiecția vitezei pe axa Ox : 0, iar pentru proiecția vitezei pe axa Oy : $14 \cdot 10^{-7}$ mm/sec ($1{,}5 \cdot 10^{-4}$%).

Erorile determinării componentelor accelerației punctului D, pe cele două axe de coordonate au fost de $8 \cdot 10^{-7}$ mm/sec^2, $2{,}2 \cdot 10^{-6}$ %) pentru axa Ox, respectiv $19 \cdot 10^{-7}$ mm/sec^2 ($4{,}13 \cdot 10^{-5}$%) pentru axa Oy.

3. CONCLUZII

Lucarea de faţă îşi propune să aducă o modestă contribuţie, privind posibilitatea aplicării mijloacelor moderne de calcul (calculatoarele electronice), la rezolvarea unor probleme din domeniul Teoriei mecanismelor şi a maşinilor, utilizînd metodele analitice de calcul, metode precise dar foarte laborioase pentru uzul lor în problemele inginereşti şi care tocmai din acest motiv au fost pînă acum evitate.

Pe această cale, se pot face cu uşurinţă, determinări foarte precise a parametrilor cinematici pentru mecanismele cu bare articulate şi se pot studia rapid diferitele variante posibile, obţinute în urma proiectării unui mecanism din anumite condiţii, mai ales atunci cînd se pretinde analiza sau sinteza unui mecanism de mare precizie.

Programul elaborat pentru determinarea parametrilor cinematici ai patrulaterului articulat din fig. 1, poate fi aplicat oricărui alt patrulater, introducîndu-se în memorie mărimile iniţiale corespunzătoare acestuia.

Calculele efectuate pe această cale sînt foarte precise (erori $<0{,}0002\%$), iar timpul de lucru mult mai redus ca la orice alt procedeu, chiar şi în cazul utilizării unei maşini de calcul cu viteză mică de lucru.

BIBLIOGRAFIE

1. F. Kovács, O nouă metodă analitică pentru studiul mişcării mecanismelor plane de clasa II-a. Buletinul ştiinţific şi tehnic al IPT, 1965.
2. A. I. Kitov, N. A. Kriniţki, *Maşini electronice cifrice şi programare*. Traducere din limba rusă. Editura Bucureşti, 1961.
3. I. Kaufmann, Bazele matematice ale calculatorului MECIPT-1. Probleme de automatizare, Tom. IV, nov. 1961, Bucureşti.
4. Kurt Hain, Angewandte Getriebelehre, VDI-Verlag Düsseldorf 1961. Capitolul 13 : Getriebeauswahl mittels Kurventafeln ünd Informationsspeicher.
5. Freudenstein F., Four-bar function generators Machine-Design vol. 30, 1958.
6. Freudenstein F., S. N. Sandor, Synthesis of path-generating mechanism by means of a programmed digital computer. ASME Poyer 58-A 85.

ПРОГРАММА ДЛЯ РАСЧЕТА КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЧЕТЫРЕХЗВЕННЫХ ШАРНИРНЫХ МЕХАНИЗМОВ ПРИ ПОМОЩИ ЭЛЕКТРОННОЙ СЧЕТНОЙ МАШИНЫ МЕСІРТ-1

(РЕЗЮМЕ)

Разработанная программа позволяет производить расчет перемещений, скоростей и ускорений любых точек всех четырехзвенных шарнирных механизмов, которые могут быть построены. Использование программы для некоторых конкретных механизмов производится путем постоянных : длины 4-ех стержней и угловой скорости движующего элемента.

DAS PROGRAMM FÜR ERRECHNUNG DER KYNEMATISCHEN PARAMETER DER KURBELSCHWINGE AN DER ELEKTRONISCHEN RECHENMASCHINE MECIPT-1

(ZUSAMMENFASSUNG)

Das verarbeitete Programm ermöglicht die Berechnung den Bewegungen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen aller Punkte aller Kurbelschwingen die gebaut werden können. Die Anwendung des Programms auf gewisse konkrete Getriebe wird durch Einführung der Werte von 5 Konstanten erzielt : die Längen von 4 Stangen und die Winkelgeschwindigkeit des Antriebsgliedes.

CU PRIVIRE LA UTILIZAREA APARATELOR PNEUMATICE DE JOASĂ PRESIUNE LA CONTROLUL AUTOMAT ACTIV PE MAȘINI UNELTE

DE

A. DREUCEAN, GH. PAULESCU

1. INTRODUCERE

Problema controlului automat al pieselor prelucrate pe mașini unelte prezintă o importanță deosebită în cadrul problemei generale de mecanizare și automatizare a proceselor tehnologice.

Această importanță rezultă în mod evident dacă ținem seama de faptul că în unele cazuri timpul necesar pentru controlul neautomatizat depășește timpul de bază, precum și de faptul că numărul controlorilor în unele intreprinderi reprezintă 20 . . . 30% din numărul muncitorilor productivi.

Din cele de mai sus rezultă că se pot realiza economii importante prin reducerea timpului de control respectiv prin mecanizarea și automatizarea operațiilor de control.

Avînd în vedere importanța problemei ne-am propus să realizăm o instalație de control automat activ, care poate fi adaptată la orice tip de mașină unealtă.

Instalația realizată folosește principiul de măsurare al aparatelor pneumatice de joasă presiune, utilizînd ca traductor aparatul pneumatic realizat în lucrarea [1].

Am adoptat soluția cu traductor pneumatic datorită avantajelor pe care le prezintă față de alte sisteme de măsurare. Principalele avantaje constau în :

— construcție simplă față de alte sisteme (inductive, capacitive etc.) utilizate în același scop și avînd caracteristici de măsurare asemănătoare ;

— sensibilitate mare, ceea ce asigură efectuarea impulsului de comandă la o variație foarte mică a mărimii măsurate ;

— precizie mare de citire datorită faptului că lungimea mare a scării asigură la o amplificare corespunzătoare, o diviziune a scării, mult mai mare, la aceeași sensibilitate cu a altor aparate.

2. DESCRIEREA INSTALAȚIEI ȘI PRINCIPIUL DE FUNCȚIONARE

Instalația concepută și realizată de autori a fost adaptată la mașina de rectificat plan RP 250 fabricată de Uzinele Mecanice Cugir.

Figura 1 și 2 reprezintă o vedere de ansamblu, respectiv o schemă de principiu a instalației respective. Ea este formată din : traductorul *1* fixat

de consola mașinii de rectificat 2. Aparatul de semnalizare 3, care constituie în același timp și stabilizatorul de presiune. Redresorul cu seleniu 4 care alimentează releul de comandă 5.

Alimentarea cu aer s-a făcut de la compresorul 6 prin filtrul 7.

Cînd piesa prelucrată 8 ajunge la cota prevăzută, căreia îi corespunde un anumit nivel în tubul piezometric 3, palpatorul, care constituie gene-

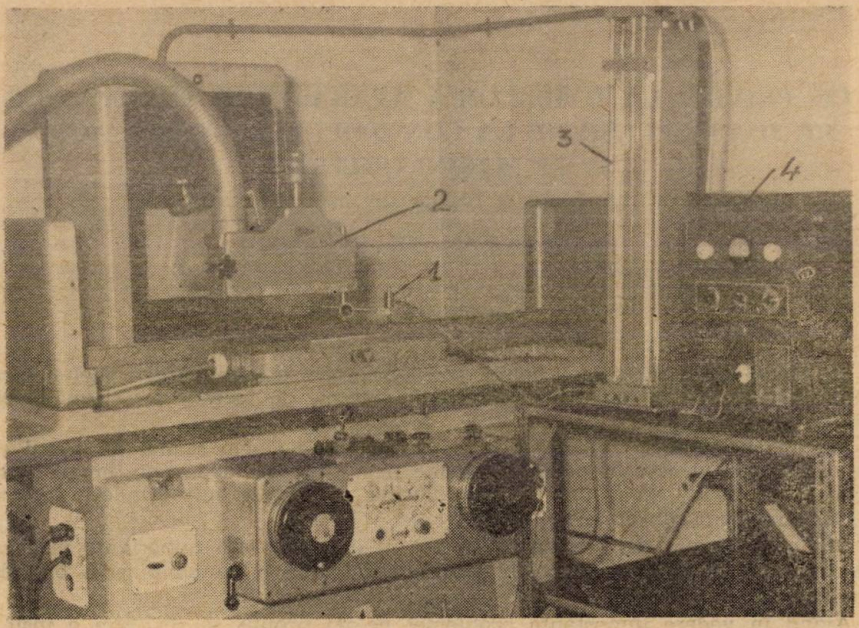


Fig. 1. Vedere de ansamblu a instalației pneumatice de control activ.

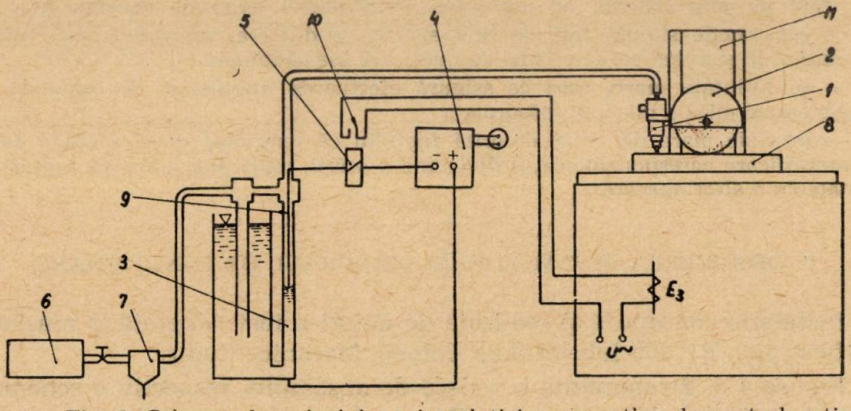
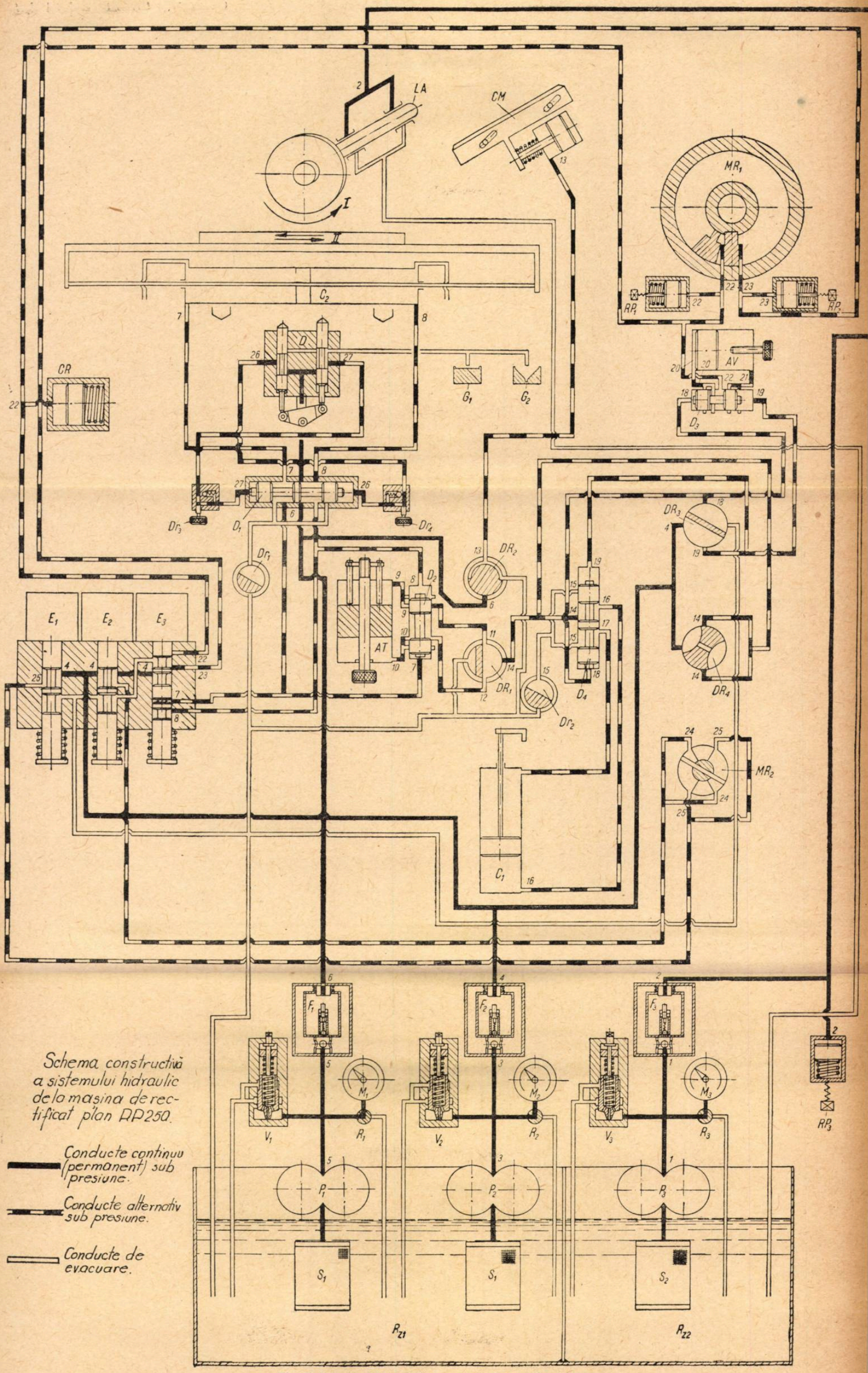


Fig. 2. Schema de principiu a instalației pneumatice de control activ.



Schema constructivă a sistemului hidraulic de la mașina de rectificat plan RP 250.

Conducte continuu (permanent) sub presiune.

Conducte alternativ sub presiune.

Conducte de evacuare.

Fig. 3. Schema hidraulică a mașinii de rectificat RP 250.

ratorul de impulsuri, coborînd o dată cu piatra de rectificat determină o modificare a presiunii în tubul piezometric astfel încît nivelul lichidului atingînd cota programată se închide circuitul releului de comandă *5* prin electrodul *9*.

Contactul *10* normal deschis al releului închide circuitul electric prin care se comandă oprirea ciclului automat al mașinii.

Mașina de rectificat RP 250 avînd schema hidraulică din figura *3* poate realiza următorul ciclu automat : avans longitudinal al mesei, avans transversal la ambele capete ale cursei longitudinale sau numai la unul din capete. Avans vertical la fiecare schimbare de sens a avansului transversal.

Mișcările de mai sus se succed în ordinea enumerării lor pînă cînd se comandă într-un mod oarecare oprirea ciclului.

Oprirea automată a ciclului este comandată de către electromagnetul E_3 (fig. 3.) care schimbă poziția sertărașului de comandă acționat de electromagnetul respectiv.

La comanda de oprire a ciclului dată de electromagnetul E_3 se realizează următoarele mișcări : oprirea mesei, întreruperea avansului vertical, ridicarea capului de rectificat și retragerea în direcție transversală a coloanei *11* (revenire în poziția inițială).

În schema realizată (fig. 2), electromagnetul E_3 este la rîndul său comandat de contactul normal deschis *10* acționat de releul de comandă *5*.

3. ALEGEREA ELECTROLITULUI

Întrucît în literatura de specialitate nu există date suficiente privind utilizarea aparatelor pneumatice de joasă presiune la controlul activ, respectiv datele privind soluțiile folosite ca electrolit ; a fost necesar ca în primul rînd să facem unele cercetări pentru a alege o sare și o concentrație corespunzătoare a electrolitului.

Încercările efectuate au urmărit stabilirea valorilor parametrilor amintiți, astfel încît la diferite lungimi ale coloanei de electrolit să obținem parametri electrici corespunzători pentru comanda releului, evitînd fenomenul de electroliză.

În acest scop s-a folosit montajul din figura 4, în care alimentarea s-a făcut de la un redresor cu seleniu la tensiunea constantă de $U_s = 2{,}8$ V.

Variind lungimea coloanei de electrolit l, între 5 ... 660 mm, cu ajutorul reostatului R_1 s-a menținut în circuit curentul de 0,5 mA, curent minim de anclanșare a releului (fig. 4). Acest releu a fost utilizat în continuare la comanda opririi ciclului automat al mașinii de rectificat (poz. 5 fig. 2).

Controlul anclanșării releului s-a făcut cu ajutorul becului de semnalizare *b* (fig. 4) alimentat de

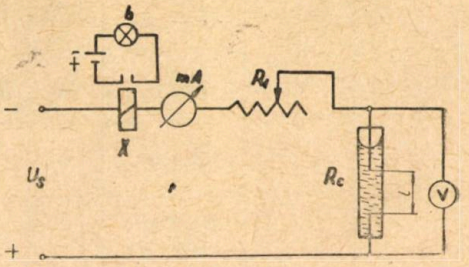


Fig. 4. Schema electrică folosită pentru determinarea concentrației optime a electrolitului.

la o baterie de 4,5 V. Căderea de tensiune pe coloană s-a măsurat cu ajutorul unui voltmetru electronic V.

Încercările s-au făcut utilizînd două soluții și anume : o soluție de NaCl și alta Na_2SO_4. Pentru soluția de NaCl s-au încercat concentrații de : 0,1 ; 0,2 ; 0,5 ; 1,0 ; 1,5 ; 2,0 ; 2,5 ; 3 ; 4 ; 5 Val/litru.

În tabelul 1 sînt redate numai rezultatele măsurătorilor pentru soluția de NaCl la concentrațiile de 0,5 ; 2,0 și 4,0 Val/l, care sînt cele mai semnificative pentru alegerea concentrației optime.

Tabelul 1

U_S^V	Concentrația Val/l \ l mm		5	50	100	200	300	400	500	600
2,8	0,5	U_C^V	0,75	0,89	1,24	1,58	1,8	1,91	2	2,24
		I^{mA}	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,42	0,34	0,23
		Releu	+	+	+	+	+	−	−	−
		Electroliză	−	−	−	−	−	−	+	+
	2	U_C^V	0,91	0,93	1,04	1,20	1,31	1,41	1,51	1,75
		I^{mA}	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
		Releu	+	+	+	+	+	+	+	+
		Electroliză	−	−	−	−	−	−	−	−
	4	U_C^V	0,75	0,85	0,95	1,04	1,2	1,24	1,38	1,67
		I^{mA}	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
		Releu	+	+	+	+	+	+	+	+
		Electroliză	−	−	−	−	−	+	+	+

OBS. Semnul + corespunde cazului cînd releul anclanșează respectiv cînd există electroliză și semnul — pentru cazurile contrare.

Toate valorile trecute în tabel reprezintă media a trei măsurători.

Analizînd datele din tabelul 1, se observă că concentrația optimă este de 2 Val/l.

Această concentrație a fost utilizată la măsurătorile efectuate în continuare întrucît încercările făcute cu soluția Na_2SO_4 nu au dat rezultate satisfăcătoare.

Astfel, la încercările cu soluția Na_2SO_4 la concentrația de 0,5 și 1 Val/l, datorită conductivității scăzute a soluției, la tensiunea de alimentare de $U_s = 2{,}8$ V și căderi de tensiune de (1,8 . . . 2) V curentul nu a depășit valoarea de 0,34 mA, valoare care este sub curentul minim necesar anclanșării releului.

La concentrația de 2 Val/l de asemenea curentul a fost sub 0,35 mA, deci sub valoarea minimă necesară, în schimb a apărut fenomenul de electroliză.

4. ÎNCERCĂRI PRIVIND PRECIZIA OPRIRII LA COTĂ

Pentru verificarea preciziei de oprire la cotă s-au făcut încercări comparative cu instalația realizată în cadrul catedrei și un aparat de control activ de tip „Marposs". În prima fază a cercetărilor nu s-au făcut încercări de prelucrare efectivă a unui lot de piese ci s-a utilizat montajul din figurile 5, 6 și 7.

Figura 5 reprezintă montajul utilizat la măsurătorile cu aparatul pneumatic, iar figura 6 cu aparatul „Marposs". Din cele două figuri se observă că prin montajul realizat, mașina lucrează în condiții similare cu cele din timpul prelucrării.

Astfel, în cazul controlului cu aparatul pneumatic, de capul mașinii de rectificat *1*, a fost fixată placa *2* avînd o suprafață de calitate superioară și cu abateri mici de la planeitate. Pe suprafața respectivă s-a sprijinit palpatorul aparatului pneumatic *3* și comparatorul *4*, ambele fiind fixate pe masa magnetică a mașinii *5*.

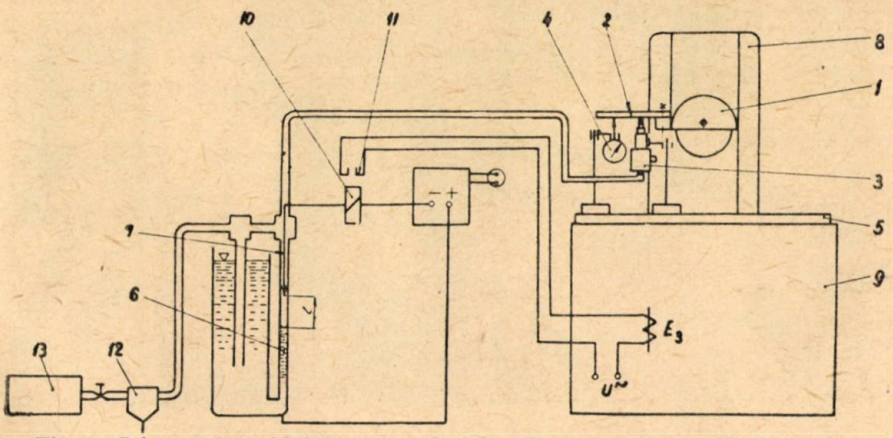


Fig. 5. Schema de principiu a instalației utilizate pentru verificarea preciziei de oprire la cotă cu aparatul pneumatic.

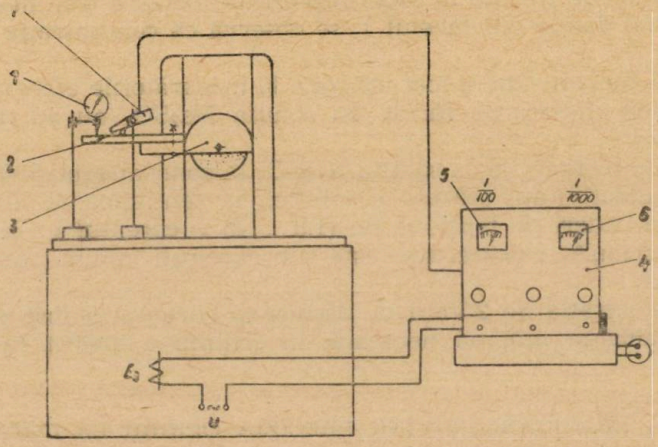


Fig. 6. Schema de principiu a instalației utilizate pentru verificarea preciziei de oprire la cotă cu aparatul „Marposs".

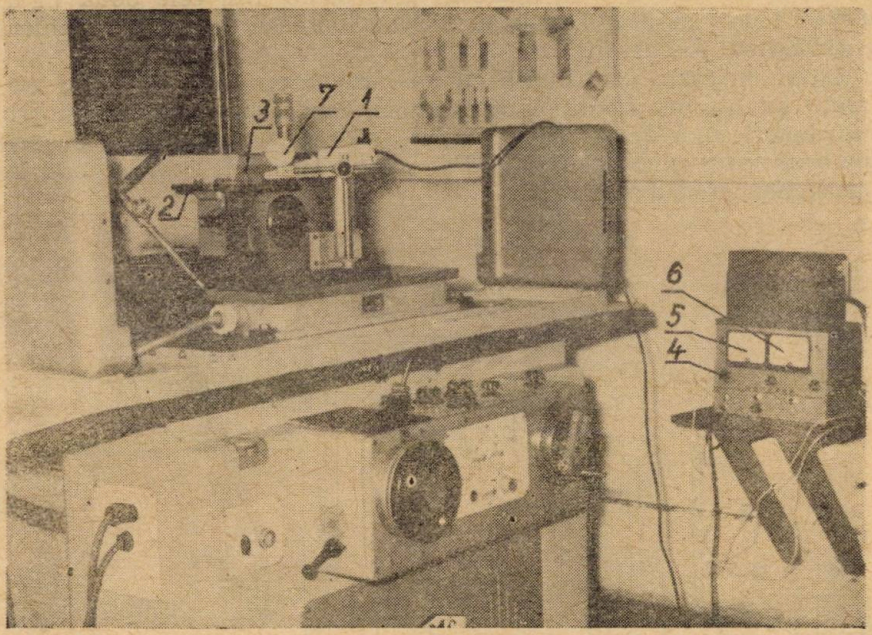


Fig. 7. Vedere de ansamblu a instalației utilizate pentru verificarea preciziei de oprire la cotă cu aparatul „Marposs".

Prin coborîrea consolei cu piatra de rectificat se modifică distanța dintre suprafața de palpare și masa mașinii, această modificare fiind sesizată la aparatul pneumatic și comparator.

Cînd deplasarea pe verticală a capului de rectificat atinge valoarea programată se comandă deconectarea ciclului automat.

Programarea mărimii deplasării pe verticală se face prin fixarea corespunzătoare a distanței l dintre nivelul inițial al electrolitului din tubul piezometric *6* și electrodul 7.

În momentul opririi ciclului automat de lucru al mașinii s-au făcut citirile la comparator și aparatul pneumatic.

Deși s-au luat măsuri de fixare cît mai corectă a plăcii au existat abateri de la paralelism între suprafața palpată a plăcii *2* și masa mașinii. Pentru a elimina influența acestor abateri asupra citirilor la comparator și aparatul de semnalizare pneumatic, suprafața palpată a fost caroiată măsurîndu-se abaterile de la paralelism pentru fiecare zonă. La prelucrarea rezultatelor s-a putut astfel elimina influența abaterilor de la paralelism asupra citirilor.

Încercările s-au făcut pentru o pătrundere totală pe verticală de 30 μm.

Viteza de deplasare a mesei a fost constantă și egală cu 5 m/min.

Presiunea de regim a fost de 500 mm coloană electrolit.

Au fost efectuate trei serii de măsurători avînd mărimea programată a avansului pe verticală egală cu valorile limită $S_{v\,min}$, $S_{v\,max}$ și valoarea medie $S_{v\,med}$.

La fiecare încercare efectuată cu instalația pneumatică s-au citit valorile inițiale și finale atît la comparator (poz. 4 fig. 5) cît și la semnalizatorul pneumatic (poz. 6 fig. 5).

Prelucrarea statistică a rezultatelor s-a făcut în două variante și anume :

La prima variantă, figura 8, s-au luat în considerare numai citirile finale, la oprirea ciclului automat. Aceste poligoane de frecvență caracterizează precizia opririi la cotă. *)

La varianta a doua,figura 9, s-au luat în considerare diferențele dintre citirile finale și inițiale care corespund pătrunderii efective pe verticală.

Ambele variante corespund citirilor făcute la comparator.

S-a amintit mai sus că s-au făcut încercări comparative privind precizia de oprire la cota programată cu aparatul pneumatic și cu aparatul „„Marposs“ care funcționează pe principiul aparatelor cu traductori inductivi.

Din schema de principiu, figura 6, și vederea de ansamblu a instalației din figura 7 se observă că montajul utilizat la încercările cu aparatul „Marposs“ este asemănător cu cel folosit în cazul aparatului pneumatic.

Palpatorul *1* se sprijină pe aceeași placă *2* fixată de consola *3*. De la palpator impulsurile de curent se transmit aparatului de semnalizare *4* prevăzut cu două cadrane de citire *5* și *6* cu valoarea diviziunii de 1/100 respectiv 1/1 000 mm.

*) Parametri statistici s-au calculat conform STAS 2631-58.

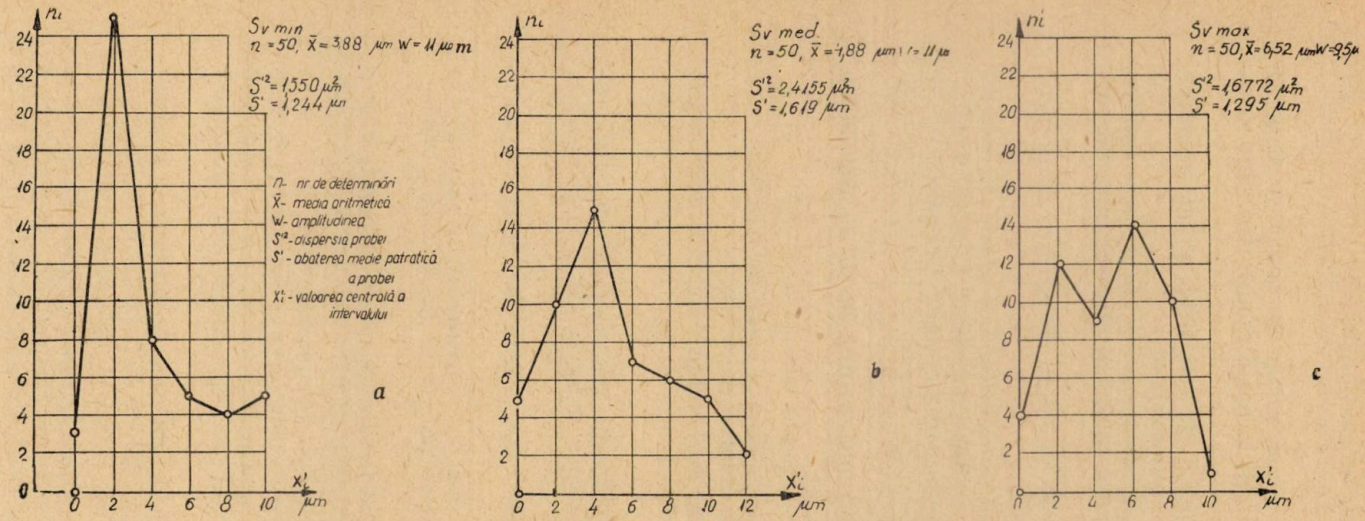
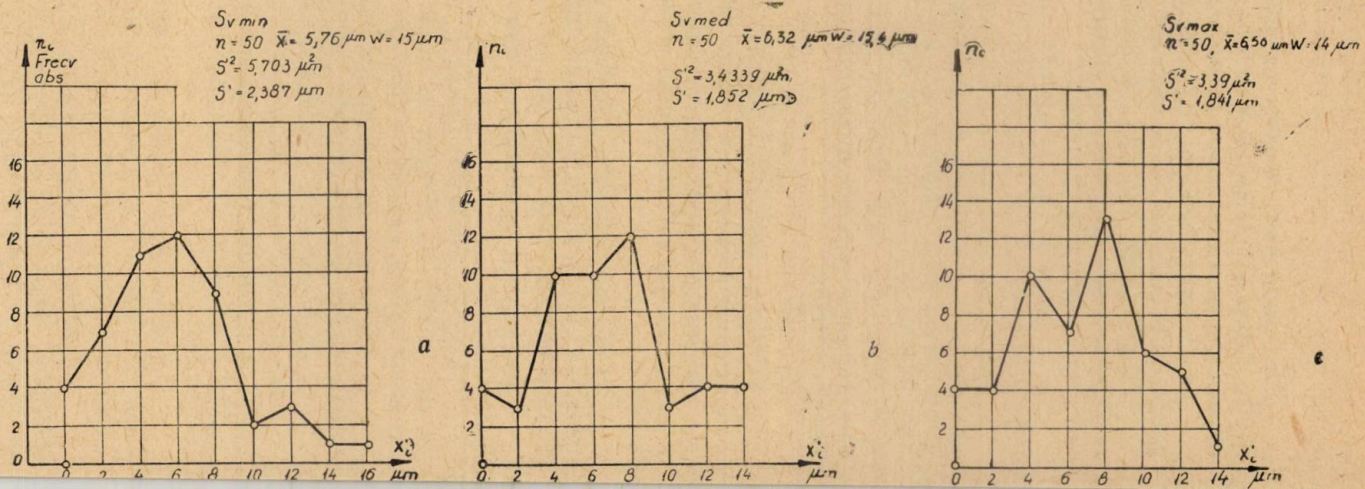


Fig. 8. Poligoanele de frecvență privind oprirea la cotă la comanda cu aparatul pneumatic.



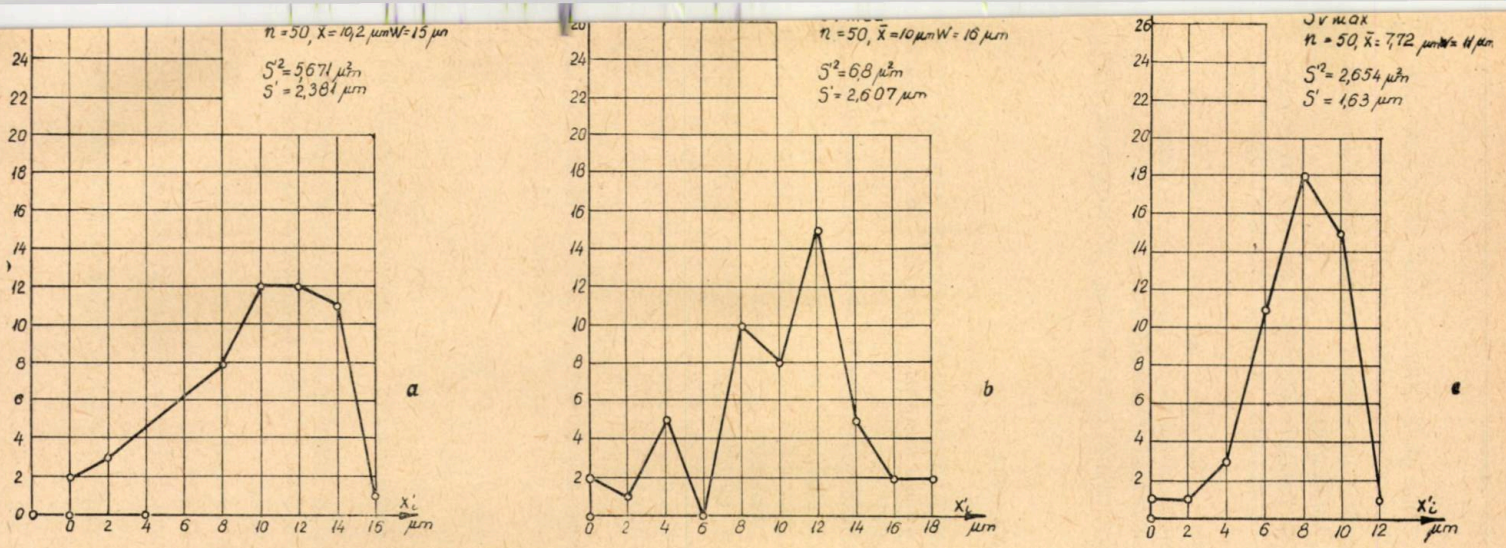


Fig. 10. Poligoanele de frecvență privind oprirea la cotă la comanda cu aparatul „Marposs".

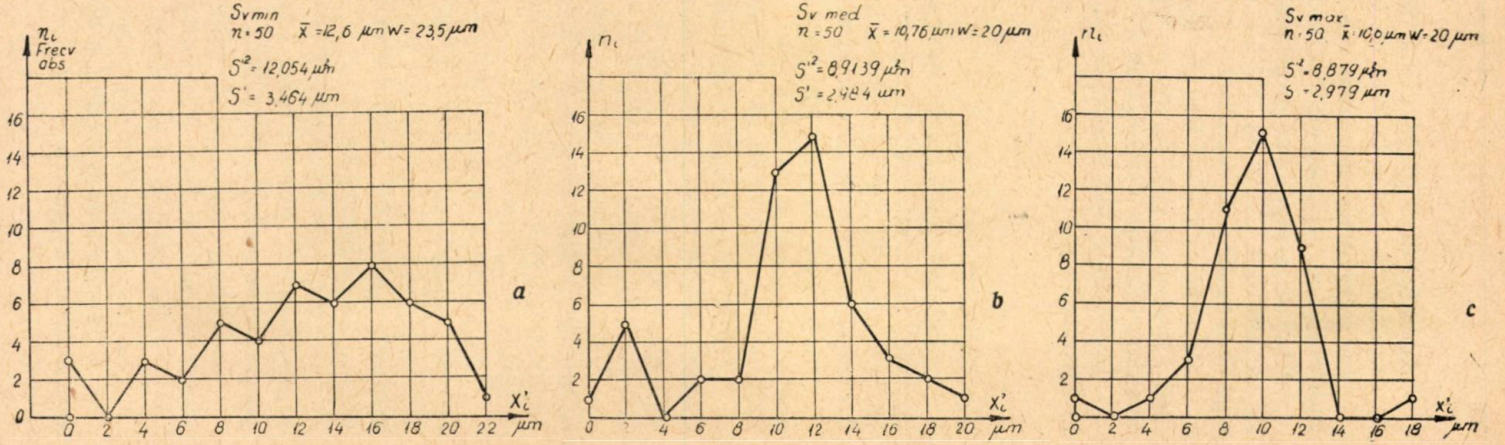


Fig. 11. Poligoanele de frecvență privind pătrunderea pe verticală cu aparatul „Marposs".

Aparatul este prevăzut cu două relee prin intermediul cărora se pot da comenzi de oprire la cotă cu precizie corespunzătoare celor două scări.

La încercările efectuate s-a introdus în circuit releul corespunzător cadranului cu valoarea diviziunii de 1/1 000 mm.

Cînd se atinge cota programată se închide circuitul electric al releului aparatului, care la rîndul său comandă același electromagnet E_3 (fig. 6) al mașinii de rectificat.

Măsurătorile efectuate cu aparatul „Marposs" au fost făcute în condiții identice cu cele făcute cu aparatul pneumatic, respectiv aceeași pătrundere totală pe verticală de 30 μm, aceleași avansuri verticale etc.

Rezultatele măsurătorilor au fost prelucrate analog și reprezentate în figurile 10 și 11.

5. CONCLUZII

Analizînd poligoanele de frecvență obținute în aceleași condiții cu aparatul pneumatic și „Marposs" respectiv figurile : 8, *a*, cu 10, *a*, 8, *b* cu 10, *b*, 8, *c* cu 10, *c* privind precizia opririi la cotă, și figurile : 9, *a* cu 11, *a*, 9, *b* cu 11, *b* și 9, *c* cu 11, *c* privind precizia pătrunderii pe verticală, rezultă :

— În toate cazurile toți parametrii statistici, respectiv amplitudinea w, abaterea medie pătratică s' etc. corespunzători măsurătorilor cu aparatul realizat sînt superiori celor obținuți cu aparatul „Marposs".

Astfel de exemplu referindu-ne la precizia de oprire la cotă, cînd avansul pe verticală a avut valoarea minimă, figurile 8, *a* și 10, *a*, la comanda cu aparatul pneumatic s-a obținut $w = 11\mu m$ și $s' = 1{,}244\mu m$, iar la comanda cu aparatul „Marposs" s-a obținut $w = 15\mu m$ și $s' = 2{,}318\mu m$.

Dacă ne referim la precizia pătrunderii pe verticală pentru același avans $S_{v\,min}$, figurile 9, *a* și 11, *a*, avem $w = 15\ \mu m$ $s' = 2{,}387\ \mu$ la comanda cu aparatul pneumatic, respectiv $w = 23{,}5\ \mu m$ și $s' = 3{,}464\ \mu m$ la comanda cu aparatul „Marposs".

Considerăm că aceste diferențe, relativ mari, între preciziile de oprire la cotă realizate cu cele două aparate, se datoresc pe de o parte sensibilității superioare a aparatului pneumatic și pe de altă parte faptului că la aparatul „Marposs" măsurarea și corespunzător comenzile de oprire la cotă se fac cu intermitență :

— Instalația pneumatică de control activ este mult mai simplă, putîndu-se realiza ușor în orice întreprindere, întrucît instalația nu cuprinde piese care să prezinte dificultăți de execuție ;

— Costul instalației de control pneumatic este cu mult mai mic decît costul aparatului „Marposs" (aproximativ de 15 . . . 20 ori).

Ca dezavantaje a instalației de control pneumatic se pot menționa :

— Necesitatea purificării aerului comprimat ;

— Verificarea periodică a diuzelor de intrare și ieșire cu îndepărtarea eventualelor depuneri.

Pe baza rezultatelor obținute avînd în vedere avantajele pe care le prezintă instalația pneumatică de control activ considerăm că poate fi aplicată cu succes în producție.

Pentru prelucrări efective la diverse mașini se impune adaptarea unei forme corespunzătoare a palpatorului.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Dreucean, Studiul, realizarea și etalonarea unui aparat de măsurare pneumatic cu palpator. Bul. IPT Tom. 8 (22) Fasc. 2 1963.
2. Ia. I. Bovsunovski, L. V. Svecinikov, *Mecanizarea și automatizarea operațiilor de control în construcția de mașini și aparate*. Trad. din l. rusă, Ed. Tehnică București 1963.
3. A. Viemer, *Pneumaticeskie izmerenia razmerov*. Maşghiz. Moskva 1962.

К ИСПОЛЬЗОВАНИЮ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ ПРИБОРОВ НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ АКТИВНОМ АВТОМАТИЧЕСКОМ КОНТРОЛЕ НА СТАНКАХ

(РЕЗЮМЕ)

В работе даются некоторые результаты относительно использования пневматических приборов низкого давления для активного автоматического контроля на станках.

Описывается созданная с этий целью установка, использованная на плоско шлифовальном станке RP 250.

Были произведены сравнительные испытания автоматической остановки на установленном размере при использовании построенного прибора и при помощи прибора для активного автоматического контроля »Marpuss«. —

SUR L'UTILISATION DES APPAREILS PNEUMATIQUES À BASSE PRESSION DANS LE CONTRÔLE ACTIF SUR LES MACHINES-OUTILS

(RÉSUMÉ)

On présente certains résultats concernant l'utilisation des appareils pneumatiques à basse pression dans le contrôle automatique actif sur les machines-outils.

On présente l'installation réalisée et utilisée dans le but mentionnée à la machine à rectifier des surfaces planes. R.P. 250.

On a fait des essais comparatifs d'arrêt automatique à la cote à l'aide de l'appareil réalisé et de l'appareil de contrôle automatique actif „Marposs".

STAND PENTRU ÎNCERCĂRI LA FRECARE DE ALUNECARE

DE

GH. SAVII, P. SULEA, I. MICȘA, AL. ȚIGĂNOIU

CONSIDERAȚII GENERALE

În cadrul unor cercetări făcute la noi în țară [1]...[4], prin care s-a căutat folosirea unor fonte cu proprietăți superioare de frecare la turnarea saboților pentru vehiculele de șină, s-au utilizat epruvete de forma arătată în figura 1. Determinarea uzurii s-a făcut asupra epruvetelor din diferite calități de fontă, cît și asupra unor epruvete de aceeași formă din OLC 60. Raportul celor două uzuri s-a considerat drept uzură relativă. Determinările s-au făcut la o mașină de încercat la uzură abrazivă de o concepție românească [5] modificată pentru frecarea de alunecare, la care epruvetele au fost apăsate pe un disc de oțel de bandaje de roți de la vagoane de cale ferată, discul executînd 4 000 rotații.

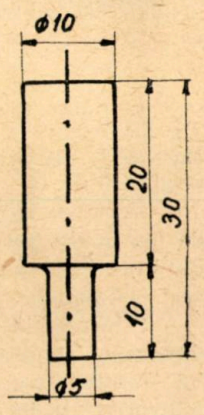


Fig. 1. Epruveta cilindrică cu suprafața plană.

Cercetările s-au extins și asupra uzurii oțelului de bandaj.

Specificul acestor încercări constă în faptul că uzura se determină la cuplul fontă-oțel pe o *suprafață plană* de secțiune circulară de $\pi \cdot 0{,}5^2 = 0{,}196\ cm^2$. În cadrul acestor cercetări s-a studiat comportarea la uzură a fontei normale cu conținut obișnuit de fosfor, de cca. 0,25%, în comparație cu fontele cu conținut crescînd de fosfor pînă la 2%, modificate cu silicocalciu, respectiv prin barbotare cu azot,

Prin metoda folosită s-a determinat separat și coeficientul de frecare.

În paralel, drept aplicație practică, s-au făcut experimentări la vehicule de șină — vagoane de cale ferată și tramvaie.

În urma rezultatelor bune obținute, Întreprinderea de transporturi Timișoara a introdus încă în anul 1964 la tramvaie saboți din fontă modificată cu silicocalciu cu un conținut de cca. 0,6% fosfor. Introducerea saboților din fontă modificată la calea ferată, este în curs.

Pentru a examina în laborator, comportarea la frecare și uzură în condiții cît mai apropiate de cele din exploatare, s-a considerat necesar să se folosească epruvete model de sabot, încercarea făcîndu-se la o mașină la care frecarea și uzura se produc într-o *suprafață curbă* între sabotul în miniatură și o roată-volant din oțel de bandaje de roți de la vagoane de cale ferată.

Standul construit spre deosebire de mașina folosită la studiul arătat mai înainte, permite variația *vitezei* la care se produce fenomenul de uzură, un parametru care apare în circulație și pe care l-am considerat util să fie studiat ca o completare a cercetărilor făcute la noi în țară pînă în prezent.

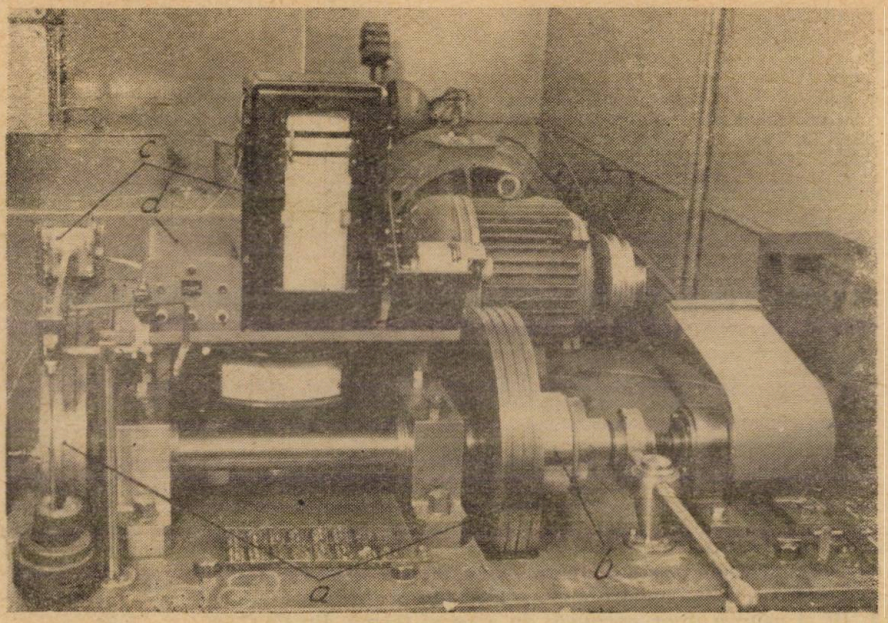


Fig. 2. Vedere de ansamblu a ștandului.

În figura 2 este redată vederea de ansamblu a standului. Acesta se compune din doi volanți *a* antrenați de către un motor electric prin intermediul unei cuple elastice *b*. Epruveta-sabot se apasă pe suprafața volantului printr-un sistem de pîrghie (*b* fig. 3).

Deoarece în procesul de frînare coeficientul de frecare se modifică în funcție de mai mulți parametrii, ca : viteză, temperatură etc., s-a prevăzut standul cu un dispozitiv cu care se măsoară și se înregistrează variația coeficientului de frecare (*c* figura 2).

Schema funcțională a acestui dispozitiv este arătată în figura 4. Traductorul diferențial *(1)* este acționat direct prin intermediul pîrghiei de încercare a sabotului. Pentru trasarea curbei de variație a coeficientului de frecare s-a adoptat un milivoltmetru înregistrator, mecanismul de mișcare a benzii înregistratoare fiind acționat de un motor electric cu viteză regalbilă.

Pentru aprecierea influenței căldurii degajate prin frecare se poate urmări temperatura sabotului cu ajutorul unui termocuplu montat în sabot (*d* fig. 2).

În vederea stabilirii eficienței la frînare s-a prevăzut pe lîngă măsurarea timpului și determinarea drumului de frînare. În acest scop s-a construit și adoptat, la stand, un insumator de ture funcționînd pe principiul impulsurilor. Schema și principiul de funcționare sînt arătate în figura 5. Dispozitivul mecanic de acționare a numărătorului electromagnetic este montat pe arborele mașinii.

În scopul realizării cît mai fidel, în cadrul încercărilor de laborator, a condițiilor în care se produce frecarea în exploatare s-a ținut seama și de faptul că stratul de metal de pe suprafața de rulare a bandajului roții de cale ferată, în timpul rostogolirii pe șină, suferă o ecruisare. În acest sens standul a fost prevăzut cu un dispozitiv cu rolă (*a* fig. 3).

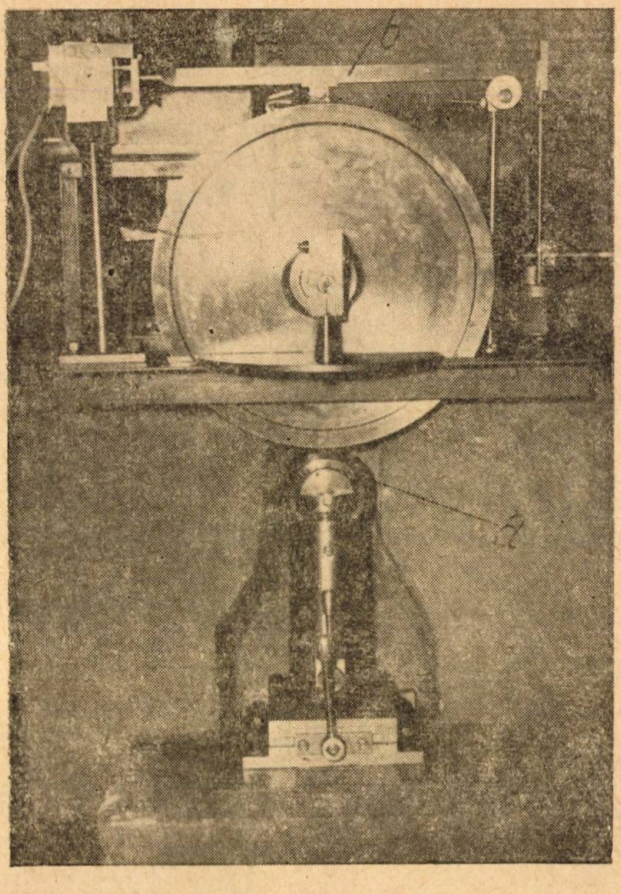


Fig. 3. Vedere a dispozitivului de ecruisare.

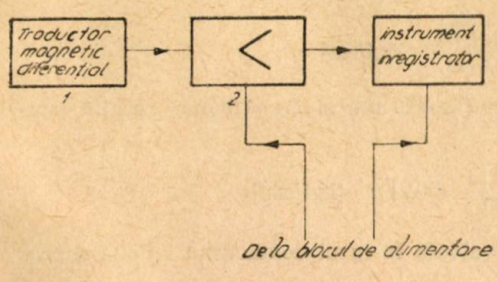


Fig. 4. Schema bloc a dispozitivului de înregistrarea variației coeficientului de frecare.

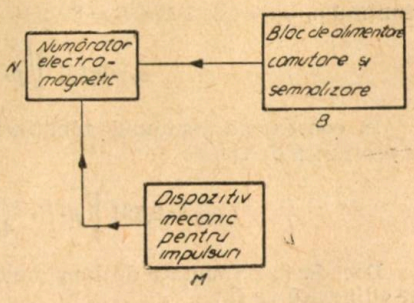


Fig. 5. Schema bloc a dispozitivului de numărătoare a rotațiilor.

La calculul forței de apăsare a rolei pe suprafața de rulare a volantului s-a ținut seama că practic roata de vagon se rostogolește pe șină, deci pe o suprafață plană, iar la stand rularea se face între două suprafețe cilindrice.

Presiunea de contact între roată și șină se poate exprima sub forma cunoscută

$$\sigma_0 = 0{,}798 \sqrt{\frac{p}{D\left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}\right)}} \quad [\text{kgf/cm}^2]$$

în care :

p este presiunea liniară de contact [kgf/cm] ;
D — diametrul roții [cm] ;
E_1 și E_2 — modulul de elasticitate a celor două metale în contact [kgf/cm^2] ;
μ — coeficientul lui Poisson.

Admițînd în cazul considerat : $\mu_1 = \mu_2 = 0{,}3$ și $E_1 = E_2 = 2{,}15 \cdot 10^6$ kgf/cm^2, relația va fi :

$$\sigma_0 = 0{,}591 \sqrt{\frac{pE}{D}} \quad [\text{kgf/cm}^2]$$

Luînd pentru contactul dintre roată și șină o lungime medie de 30 mm și sarcina maximă admisă pe osie de 21 tf se obține pentru p valoarea

$$p = \frac{10\,500}{3} = 3\,500 \ [\text{kgf/cm}]$$

În acest caz presiunea de contact va fi :

$$\sigma_0 = 0{,}591 \sqrt{\frac{3\,500 \cdot 2{,}15 \cdot 10^6}{100}} = 5\,180 \ [\text{kgf/cm}^2].$$

Deoarece la stand contactul se produce între două suprafețe cilindrice, presiunea de contact este dată de relația :

$$\sigma_0 = 0{,}798 \sqrt{\frac{p\,\frac{D_1 + D_2}{D_1 \cdot D_2}}{\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}}} \quad [\text{kgf/cm}^2].$$

Admițînd $\mu_1 = \mu_2 = 0{,}3$ și $E_1 = E_2 = E = 2{,}15 \cdot 10^6$ kgf/km^2 relația devine :

$$\sigma_0 = 0{,}591 \sqrt{p \cdot E \frac{D_1 + D_2}{D_1 \cdot D_2}} \quad [\text{kgf/cm}^2$$

În construcția standului admițîndu-se $D_1 = 400$ mm și $D_2 = 110$ mm, rezultă pentru presiunea de contact :

$$\sigma_0 = 0{,}591 \sqrt{p \cdot E \cdot \frac{400 + 110}{44\,000}} = 295 \sqrt{p} \quad [\text{kgf/cm}^2].$$

Deci forța pe unitate de lungime echivalentă în cazul contactului a două suprafețe cilindrice va fi :

$$p = \left(\frac{\sigma_0}{295}\right)^2 = 306 \ [\text{kgf/cm}].$$

Lungimea de contact la stand fiind de 0,5 cm, forța de apăsare a arcului trebuie să fie :

$$F=0{,}5 \cdot 306=153 \text{ [kgf]}.$$

La dispozitivul de ecruisare folosit este prevăzută posibilitatea variației forței de apăsare fie prin schimbarea arcului, fie prin tensionarea arcului (fig. 6).

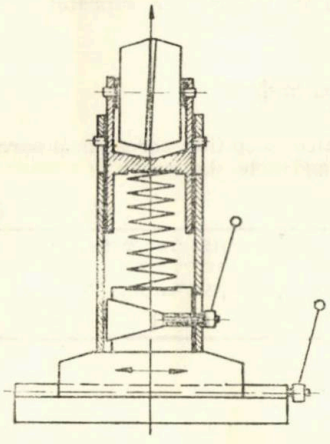
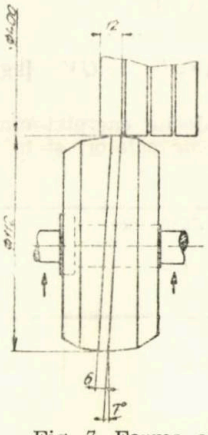


Fig. 6. Schema constructivă a dispozitivului de ecruisare.



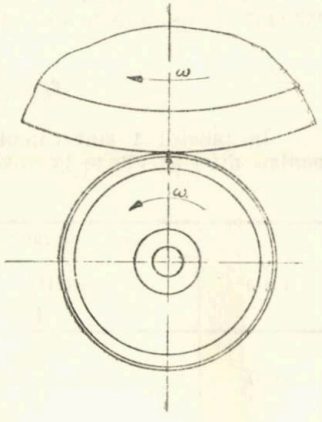


Fig. 7. Forma constructivă a rolei de ecruisare.

Suprafața de contact a rolei de ecruisare este o suprafață elicoidală, astfel că rularea se produce prin deplasarea contactului între suprafețe, imitîndu-se într-o oarecare măsură mersul șerpuitor al bandajului de la vehiculele cu rulare pe șină (fig. 7).

La efectuarea încercărilor se procedează în felul următor : prin antrenarea discurilor-volanți la o rotație n, de către motorul electric, se înmagazinează în ei o energie cinetică $\frac{mv^2}{2}$, corespunzătoare vitezei periferice, la care se propune a fi studiat fenomenul de frecare. La atingerea turației n, stabilită pentru încercare, se decuplează motorul și se apasă epruveta-sabot, cu o presiune p. Se măsoară timpul pînă la oprire, drumul de frînare, temperatura și variația coeficientului de frecare. Uzura se determină prin diferența de greutate a epruvetei-sabot.

Stabilirea dimensiunilor sabotului-epruvetă s-a făcut pe baza energiei cinetice kgfm/cm², care apare la frînarea unui vagon prin saboți de mărime naturală.

Conform normelor internaționale, pentru sarcinile admise pe osie de 15 tf la vagoane de călători la viteza maximă de 160 km/h și de 21 tf la vagoane de marfă la viteza maximă de 120 km/h, prin aplicarea a patru saboți pe osie, revine la un sabot 3,75 tf la vagoanele de călători și 5,25 tf la vagoanele de marfă.

Din relația care exprimă energia cinetică a unei mase în mișcare liniară se obține :

$$E_c=\frac{mv^2}{2}=\frac{1\,000G}{2g}\left(\frac{V}{3{,}6}\right)^2 \quad \text{[kgf·m]}$$

în care :

G — sarcina brută a vagonului [tone forță] ;
g — accelerația gravitației [m/s²] ;
v — viteza vagonului [km/h].

Admițînd că din energia cinetică a vagonului nefrînat se consumă prin rezistențele în mers cca. 7%, relația se poate scrie :

$$E_c = 3{,}65\, G \cdot V^2 \quad [\text{kgf/m}].$$

Luînd în considerare că talpa sabotului după STAS 109-54, are suprafața de 312 cm², energia cinetică specifică e_c va fi :

$$e_c = \frac{3{,}65}{312} G \cdot V^2 = 00{,}117\, GV^2 \quad [\text{kgf m/cm}^2].$$

În tabelul 1 sînt calculate valorile energiei cinetice specifice corespunzătoare pentru diferite viteze la vagoanele de călători și la vagoanele de marfă.

Tabelul 1

V km/h	Vagon de călători : G=3,75 tf/sabot	Vagon de marfă : G=5,25 tf/sabot
	$e_c = 0{,}0117 \cdot 3{,}75 \cdot V^2 = 0{,}044 \cdot V^2$ [kgf m/cm²]	$e_c = 0{,}0117 \cdot 5{,}25 \cdot V^2 = 0{,}0615 \cdot V^2$ [kgf m/cm²]
180	1 425	—
160	1 125	—
140	860	1 206
120	634	885
100	440	615
80	282	393
60	158	221
40	70,7	98,5
20	17,6	24,6

Suprafața curbă de frecare a epruvetei-sabot s-a ales de 0,75 cm², ceea ce corespunde unui raport de 1 : 400 față de aceea a sabotului normal (fig. 8), și s-a păstrat valoarea energiei cinetice specifice $e_c = 0{,}0117\, GV^2$.

ÎNCERCĂRI DE VERIFICARE

Pentru a cunoaște comportarea standului s-au făcut încercări de verificare privind variația coeficientului de frecare și a uzurii. În figura 9 se prezintă variația coeficientului de frecare la frînarea de la viteza de 60 km/h cu o epruvetă sabot din fontă normală.

Se constată că la începutul frînării cînd viteza este mare, coeficientul de frecare este cca. 0,16, iar pe măsură ce viteza scade acesta crește.

Variația uzurii la încercările făcute asupra a patru categorii de fontă la vitezele de 40 și 60 km/h sînt redate în figura 10.

Se constată că deși s-a lucrat cu epruvete-saboți, s-a putut sesiza în foarte bune condițiuni diferența de uzură la fontele încercate.

Se poate arăta în concluzie că standul realizat permite efectuarea de încercări pe epruvete de dimensiuni mici, cu variația largă a presiunii și a vitezelor de încercare.

Din punct de vedere economic se poate remarca faptul că lucrîndu-se cu astfel de epruvete mici, consumul de material și consumul de energie este redus, ceea ce permite efectuarea de încercări de laborator la un cost redus.

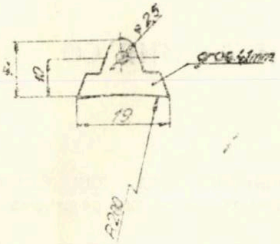


Fig. 8. Microsabot.

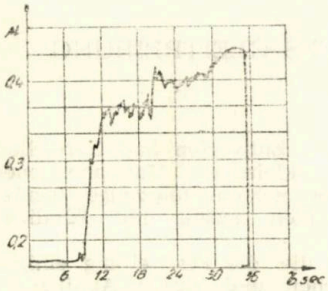


Fig. 9. Variaţia coeficientului de frecare în timpul frînării la fonta C.

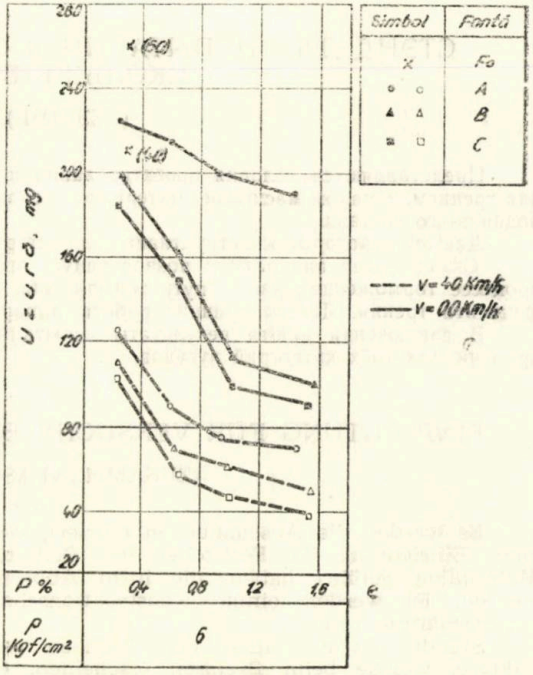


Fig. 10. Variaţia uzurii la vitezele de 40 şi 60 km/h, în funcţie de conţitutul de fosfor.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Sulea, Al. Ţigănoiu, Studiul îmbunătăţirii calităţilor de exploatare ale saboţilor turnaţi din fontă, utilizaţi la frînarea vagoanelor de cale ferată. Notă I. Studii şi cercetări. Ştiinţe tehnice Timişoara nr. 1, 2 tom 8. 1961.
2. P. Sulea, Al. Ţigănoiu, Studiul îmbunătăţirii calităţilor de exploatare ale saboţilor turnaţi din fontă, utilizaţi la frînarea vagoanelor de cale ferată. Nota II-a. Studii şi cercetări Ştiinţe tehnice Timişoara nr. 3, 4 tom VIII. 1961.
3. P. Sulea, Al. Ţigănoiu, Studiul îmbunătăţirii calităţilor de exploatare ale saboţilor turnaţi din fontă. Partea I-a. Încercări de laborator. Studii şi cercetări. Ştiinţe tehnice Timişoara nr. 1, 2, tom IX. 1962.
4. Nădăşan Ştefan, Al. Ţigănoiu, Studiul influenţei fosforului asupra proprietăţilor mecanice ale fontelor modificate cu silico-calciu şi prin barbotare cu azot. (Cartea consfătuirii ICEM, 12...15 ianuarie 1964, Bucureşti).
5. I. Michels, E. Ioviţiu, Determinarea unei metode de laborator pentru încercarea la uzură a oţelurilor utilizate în construcţia maşinilor agrotehnice pentru uneltele de lucrare a solului. Academia R.P.R. Baza Timişoara nr. 3, 4, tom III. 1956.

СТЭНД ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ В ОБЛАСТИ ТРЕНИЯ СО СКОЛЬЖЕНИЕМ

(РЕЗЮМЕ)

Представляются условия проектирования и конструирования стэнда для испытания трением, в малом масштабе, материалов используемых для торможения реальсового подвижного состава.

Даются некоторые конструктивные характеристики при отношении подобия 1 : 400.

Стэнд имеет аппаратуру позволяющую определение факторов появляющихся в процессе торможения : износ, путь торможения, время, температуру, изменение коэффициента трения. Дается принцип работы аппаратов стэнда.

В заключении даютя результаты испытаний степени износа в зависимости от времени для трёх категорий чугунов.

EINRICHTUNG FÜR VERSUCHE BETREFFS GLEITREIBUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es werden die Anschauungen erörtert, welche zum Entwerfen und Herstellen einer Einrichtung für Feststellen der Reibung im verkleinerten Masstabe jener Materialien geführt haben, die beim Abbremsen der Schienenfahrzeuge benüzt werden. Es werden einige Konstruktionscharakteristiken gezeigt mit Ähnlichkeitsverhältnis 1 : 400.

Standul ist mit allen Vorrichtungen versehen, die die Feststellung einiger Faktore, welche beim Bremsen erscheinen, ermöglichen und zwar : Abnützung, Bremsweg, Zeit, Temperatur, Veränderung der Bremskoeffizienten. Es werden auch die Funktionsprinzipien einiger Versuchseinrichtunegn klar gelegt.

Zuletzt werden die Ergebnisse einiger eVrsuchsproben betreffs Abnützungsgrad in Funktion der Phosphor gehalten.

CU PRIVIRE LA DEFINIȚIA AUTOMATICII *

DE

N. BUDIȘAN

În condițiile producției mecanizate, omul eliberat de efortul fizic, exercită funcția de conducere — de supraveghere, apreciere și intervenție (punere în funcție, oprire, modificarea stării etc.) — a instalațiilor sau proceselor respective, conform cu scopul practic urmărit în instalația considerată. Această funcție de conducere presupune aprecierea logică a stării procesului sau a instalației considerate, cît și oportunitatea unor anumite intervenții, sau altfel spus prin conducere se înțelege o acțiune asupra unor elemente ale unei instalații sau ale unui proces, condiționată logic de existența, stadiul de dezvoltare sau starea unor alte acțiuni, respectiv elemente, ale instalației sau ale procesului considerat sau ale unor instalații sau procese exterioare față de cea asupra căreia se exercită acțiunea de conducere.

Prin automatizare se urmărește eliberarea omului de funcțiile amintite, de conducere, care îi revin în cadrul proceselor tehnice sau, mai exact spus, prin automatizare se urmărește realizarea conducerii proceselor tehnice fără participarea omului, cu ajutorul unor dispozitive corespunzătoare de conducere automată.

STAS 6019-62 definește automatica ca fiind „Știința aplicată care se ocupă cu dispozitivele și legăturile ce realizează operațiile de comandă și de reglare ale instalațiilor sau proceselor tehnice" [1].

Este locul să arătăm că definiția de mai sus, fără precizarea că *dispozitivele automate îndeplinesc funcțiile de conducere fără participarea omului,* este incompletă și ar putea permite includerea în sfera automaticii și a dispozitivelor neautomate de conducere, funcția de conducere putînd fi realizată și neautomat, prin intervenția manuală a omului asupra unor dispozitive neautomate — de exemplu punerea în funcție a unor dispozitive mecanice de conducere (cum ar fi dispozitivul de reglare a turației unei turbine cu ajutorul unui servomotor pus în funcție, în sensul dorit, de fiecare dată, de către om).

Împotriva precizării că dispozitivele automate îndeplinesc funcțiile de conducere fără participarea omului, există, de obicei, obiecția că un agregat, linie de producție, secție sau uzină rămîn automate chiar dacă în unele verigi ale procesului respectiv de producție participă omul.

Considerăm că un sistem complex de producție — agregat, linie, secție etc. — poate, în ansamblul lui, să fie considerat automatizat (nu automat !) chiar dacă el presupune în unele verigi prezența omului, subînțelegînd însă, în acest caz, că în verigile unde este prezent omul, sistemul automatizat prezintă discontinuități — funcții de conducere neautomatizate, sistemul este parțial automatizat.

Faptul că unele procese automatizate, dat fiind viteza cu care ele se desfășoară, nici nu ar putea fi conduse de către om, atrage uneori obiecția că, deci, nu se poate spune că sistemele automate respective înlocuiesc omul în procesul de producție.

---

* Comunicare prezentată la sesiunea tehnico-științifică de la I.P.T. „Realizări în domeniul automatizărilor și calculatoarelor electronice", 23—24 oct. 1965.

Considerăm că, în cazul precizării făcute de către noi — că dispozitivele automate îndeplinesc funcţiile de conducere *fără participarea omului* — o astfel de obiecţiune nu ar fi la subiect.

În funcţie de gradul de înlocuire a omului în procesul automatizat dispozitivele de automatizare sînt uneori împărţite, convenţional, în două clase : automate şi semiautomate [2].

Automatele sînt acele dispozitive de automatizare care realizează o legătură logică între două sau mai multe procese dintre care unul sau unele sînt cauza celorlalte şi în care apariţia proceselor cauză este independentă de om, fiind rezultatul desfăşurării fenomenelor fizice, chimice, sau de altă natură, care au loc în instalaţia automatizată sau în afara ei. Aşa de exemplu, este un automat dispozitivul fotoelectric pentru aprinderea şi stingerea iluminatului public, deoarece procesul cauză — înserarea sau lumina dimineţii — apare independent de om şi condiţionează logic apariţia procesului efect — conectarea sau deconectarea reţelei iluminatului public, de un număr nelimitat de ori.

Semiautomatele sînt acele dispozitive de automatizare în care procesul cauză, de care depinde apariţia procesului condiţionat, este provocat de către om, printr-o manevră manuală asupra unui element de comandă (buton, întrerupător, controler etc.). Aşa de exemplu, dispozitivul pentru pornirea automată a unui motor electric este un *semiautomat*, dacă comanda se face de către om prin acţionarea unui buton, întrerupător etc., respectiv este un *automat* dacă acţionarea elementului de comandă (buton etc.) o face un element exterior dispozitivului considerat (de exemplu, o piesă transferată de la o maşină precedentă, care ajungînd la maşina deservită de dispozitivul de automatizare considerat, îl pune în funcţie).

Considerăm că împărţirea convenţională, după criteriile arătate mai sus, a dispozitivelor de automatizare, în automate şi semiautomate, poate fi acceptată.

După scopul urmărit de către sistemele automate de conducere, ele poartă denumiri corespunzătoare : de pornire, oprire, reglare etc.

Reglarea fiind un scop, ca oricare altul (pornire etc.), al conducerii — realizarea unor valori prescrise, constante sau variabile după un program sau în funcţie de o mărime exterioară sistemului considerat, a mărimilor care caracterizează starea procesului sau instalaţiei considerate [3] — ea nu trebuie cuprinsă, considerăm, în definiţia automaticii, aşa cum se procedează uneori (STAS 6019-62).

Avînd în vedere consideraţiile expuse mai sus, se impune a face unele precizări şi în legătură cu sistemele automate de control.

Sistemele de control pot fi automate, atunci cînd dispozitivele respective de control înlocuiesc intervenţia logică (conducerea) a omului în procesul de măsurare. Corespunzător, un sistem de măsurare a unei temperaturi cu un termocuplu şi cu un milivoltmetru nu este un sistem automat, în timp ce un sistem de măsurare a unei temperaturi cu o termorezistenţă şi cu o punte devine sistem automat de îndată ce intervenţia omului, necesară în timpul măsurării, pentru echilibrarea punţii, este înlocuită printr-un sistem de conducere adecvat, care apreciază logic (sesizează) dezechilibrarea punţii şi intervine asupra ei, echilibrînd-o.

Din cele de mai sus reiese că şi sistemele automate de control sînt tot sisteme de conducere, controlul fiind scopul conducerii, şi deci, în definiţia automaticii nu trebuie amintite separat de sistemele de comandă, aşa cum fac unii autori [5].

Aşadar, vom defini automatica ca fiind, în concepţia actuală, *ştiinţa aplicată care se ocupă cu dispozitivele care realizează, fără participarea omului, operaţiile de conducere a instalaţiilor sau proceselor tehnice, operaţii ce stabilesc legături logice între două sau mai multe procese, dintre care unele condiţionează apariţia, existenţa, sau desfăşurarea altora* [4], [6], [7], [8].

În sensul definiţiei date mai sus, vom spune despre un ceas deşteptător, de exemplu, că conţine un element de automatism, şi anume mecanismul care declanşează soneria, deoarece acest mecanism stabileşte o legătură logică (în urma unei aprecieri logice) între un anumit stadiu al desfăşurării unui proces (starea mecanismului propriu-zis al ceasornicului) şi intrarea în funcţie a mecanismului soneriei. Vom spune că conţine un element de automatizare — înfăşurarea serie — şi un generator cu excitaţie mixtă, deoarece înfăşurarea serie îndeplineşte o funcţie logică de conducere — apreciază valoarea curentului de sarcină şi intervine, în măsura

corespunzătoare sarcinii, asupra generatorului. Tot așa, vom spune despre dispozitivul de conducere a opririi, la un anumit etaj, al unui ascensor că constituie un dispozitiv de automatizare, înțelegînd prin aceasta că elementul respectiv stabilește o legătură logică (condiționare logică) între procesul de mișcare pe verticală a ascensorului și procesul de oprire (frînare, deconectare de la rețea etc.).

Modul concret de stabilire a legăturilor logice între procesele sau elementele care conduc și cele care sînt conduse constituie obiectul automaticii și stă la baza clasificării celei mai generale a sistemelor automate.

Problemele teoretice ale automaticii sînt strîns legate de cele ale ciberneticii tehnice, știință care are drept obiect problemele generale ale conducerii sistemelor tehnice. Un capitol important al automaticii îl constituie problemele realizării concrete a sistemelor automate — studiul elementelor și mijloacelor tehnice concrete de realizare a sistemelor — în timp ce cibernetica tehnică studiază numai tezele teoretice generale privind structura și funcționarea sistemelor de conducere a proceselor tehnice, independent de forma concretă de realizare a lor (natura fizică a elementelor, participarea sau neparticiparea omului).

În legătură cu cele de mai sus, este necesar a preciza că problemele automaticii și a ciberneticii tehnice, într-o măsură importantă, se suprapun și nu este posibilă o delimitare rigidă a acestora.

BIBLIOGRAFIE

1. STAS 6019-62.
2. B. I. Domanski, *Vedenie v avtomatiku i telemehaniku*, CEI, Leningrad-Moskva, 1950.
3. V. N. Solodovnikov ș. a., *Avtomaticeskie reguliatori i sledișcie sistemi.* Mașghiz, Moskva, 1963.
4. *Avtomatizația proizvodstva i promîșlennaia electronika*, Moskva, 1962.
5. S. A. Ghinzburg, *Bazele automaticii și telemecanicii.* Ed. Tehnică, București 1956.
6. A. G. Ivahnenko, *Cibernetica tehnică*, Ed. Tehnică, București 1964.
7. F. H. Raymond, Quelques remarques sur l'automatique, Congres international de l'automatique, Paris 1956, Actes, Masson et Cie , Paris.
8. S. I. Artobolevskii ș.a., Terminolighia osnovnîh poniatii avtomatiki. Trudî I mejdunarodnogo kongressa mejdunarodnoi federații po avtomaticeskomu upravleniu. Izdatelstvo Akademii Nauk S.S.S.P., Moskva 1961.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ АВТОМАТИКИ

(РЕЗЮМЕ)

Представлены соображения относительно объекта (содержания) и определения автоматики как науки. Основной критерий предложенного определения является »функция управления процессами без участия человека«.

Сформулированы дополнения к определению автоматики по STAS (—) 6019-62.

ZUR DEFINITION DER AUTOMATIK

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit werden Betrachtungen im Hinblick auf den Gegenstand und die Definition der Automatik gemacht. Das Hauptkriterium der vorgeschagenen Definition bildet die Prozessteuerung ohne mitwirken des Menschen, doch werden Vorschläge gemacht für die Vervollständigung der im STAS 6019-62 angeführten Definition.

INFLUENȚA REDUCERII PIERDERILOR SUPLIMENTARE ASUPRA CARACTERISTICII MECANICE A MOTOARELOR ASINCRONE TRIFAZATE *)

DE

I. BABUȚIA

1. INTRODUCERE

În lucrările [1], [2], [3] s-au prezentat rezultatele obținute în reducerea pierderilor suplimentare în gol și în sarcină, din motoarele asincrone trifazate, prin aplicarea metodei de mărire a întrefierului.

Mărirea întrefierului are însă dezavantajul scăderii factorului de putere și al creșterii curentului de pornire.

Odată cu micșorarea pierderilor suplimentare, datorită măririi întrefierului, are loc și schimbarea formei caracteristicii mecanice a motorului asincron trifazat, $M=f(n)$. În cele ce urmează se vor prezenta rezultatele experimentale și explicarea teoretică a acestui fenomen.

2. INFLUENȚA MĂRIRII ÎNTREFIERULUI ASUPRA CARACTERISTICII MECANICE

Prin mărirea întrefierului crește atît curentul de pornire I_p [3], cît și momentul de pornire M_p, deoarece scade reactanța totală de dispersie și mai ales cea diferențială [5]. Acest fapt reiese din tabelul 1, unde sînt prezentate rezultatele experimentale obținute pe trei tipuri de motoare.

Rezultatele din tabelul 1 sînt în deplină concordanță cu cele obținute de T. H. Barton și V. Ahmad [4].

Tabelul 1

Nr crt.	Puterea nomin. kW	Turația sincron. rot/min	M_p kgfm		M_p/M_n		I_p/I_n		
			înainte	după	înainte	după	după	după	maxim admis
1	5,5	1 000	7,80	8,50	1,42	1,54	5,42	5,52	7,8
2	7,5	1 000	11,32	12,82	1,62	1,81	5,20	5,51	7,8
3	10	1 500	10,00	10,90	1,55	1,7	4 63	4,95	7,8

*) Lucrare prezentată la a XII-a Sesiune de comunicări științifice a cadrelor didactice de la Instit. Politehnic Timișoara din 18—20 martie 1966.

În figura 1 sînt reprezentate caracteristicile mecanice, $M=f(n)$, pentru un motor asincron trifazat, de 5,5 kW, 220/380 V, n=1 000 rot/min, 50 Hz, ridicate experimental prin metoda punct cu punct, la tensiunea redusă de 220 V, înainte (curba *a*) și după restrunjirea rotorului cu 0,075 mm pe rază (curba *b*). Prin această operație, întrefierul a crescut cu 21,45 %.

În figurile 2 și 3 sînt trasate caracteristicile mecanice pentru alte două motoare de 7,5, respectiv 10 kW, obținute prin aceeași metodă, la tensiunea redusă de 150 V, înainte (curba *a*) și după restrunjirea rotorului cu 0,05 mm pe rază (curba *b*). În acest caz, creșterea procentuală a întrefierului a fost de 14,3 %, respectiv de 12,5 %.

În toate cazurile, caracteristica mecanică s-a îmbunătățit.

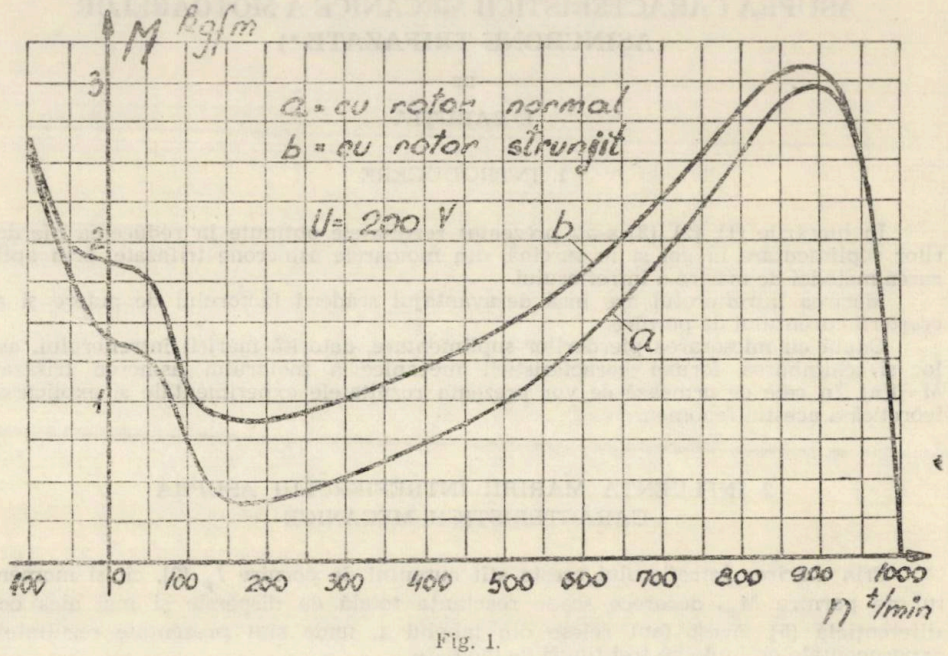


Fig. 1.

Valorile raportului dintre cuplul minim și cel nominal, M_{min}/M_n, obținute la încercarea celor trei motoare, înainte și după restrunjirea rotorului sînt date în tabelul 2.

Tabelul 2

Puterea nominală în kW	M_{min}/M_n			Creșterea raportului M_{min}/M_n în %
	înainte	după	minim admis	
5,5/1000	0,175	0,425	0,3	143
7,5/1000	0,415	0,700	0,3	68,8
10/1500	0,700	0,833	0,3	19,1

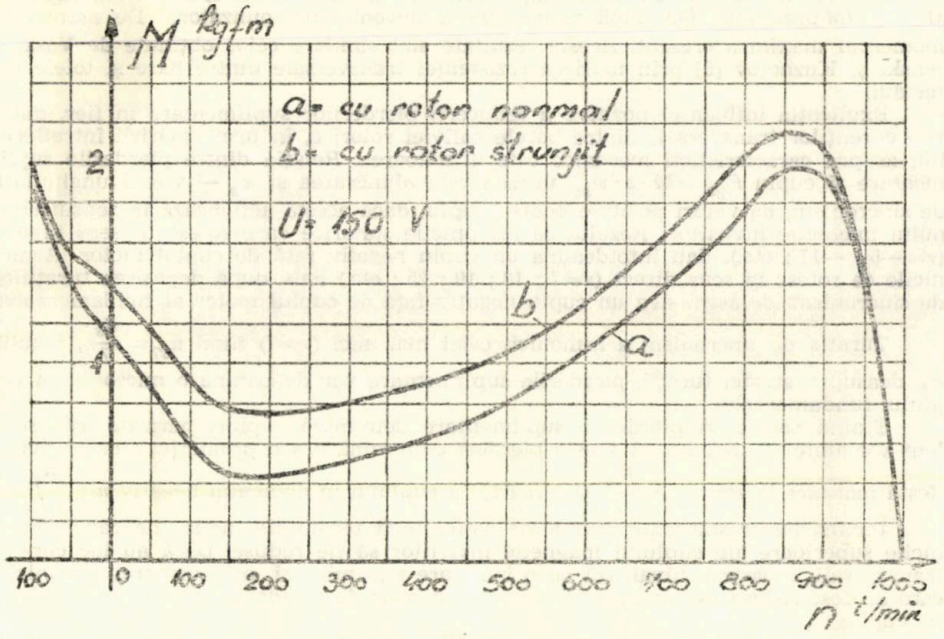

M kgfm
a= cu rotor normal
b= cu rotor strunjit
U= 150 V
2
1
b
a
100
0
100
200
300
400
500
600
700
800
900
1000
n t/min

Fig. 2.

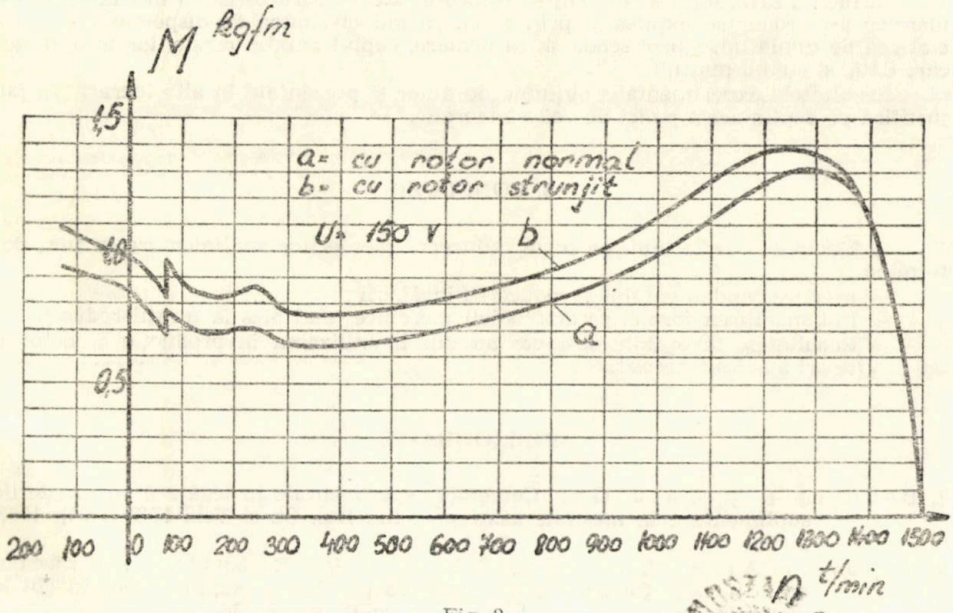

M kgfm
1,5
1,0
0,5
a= cu rotor normal
b= cu rotor strunjit
U= 150 V
b
a
200
100
0
100
200
300
400
500
600
700
800
900
1000
1100
1200
1300
1400
1500
n t/min

Fig. 3.

Motorul de 5,5 kW, 1 000 rot/min, înainte de mărirea întrefierului, avea raportul M_{minn}/M prea mic, iar după restrunjire a devenit corespunzător. De asemenea, momentul maxim a crescut. Aceste rezultate sînt similare celor obţinute de Voskresenski şi Kuznețov [6] prin mărirea rezistenţei transversale dintre bare şi tolele rotorului.

Explicaţia influenţei pozitive a reducerii pierderilor suplimentare în fier, datorite curenţilor transversali dintre barele coliviei rotorice, în urma măririi întrefierului, asupra caracteristicii mecanice este următoarea. Relaţia dintre pierderile suplimentare şi cuplu $P_{2s} = M \cdot s \cdot \omega_s$, unde s este alunecarea şi ω_s — viteza unghiulară de sincronism, dă valori pozitive pentru cuplu, dacă acesta acţionează în sensul cîmpului magnetic învîrtitor. Rezultă că armonicile statorice care rotesc în sens invers, ($\nu = -5$; -11 ; etc.), dau întotdeauna un cuplu negativ faţă de cuplul motor. Armonicile ce rotesc în sens direct ($\nu = 7$; 13 ; 19 ; 25 ; etc.) dau, după depăşirea turaţiilor de sincronism, de asemenea un cuplu negativ faţă de cuplul motor al fundamentalei.

Turaţia de sincronism a armonicii celei mai mici ($\nu = 7$) fiind $n_{s7} = \frac{n_s}{7}$, rezultă că, deasupra acestei turaţii, pierderile suplimentare vor determina o micşorare a cuplului fundamentalei.

Ţinînd seamă că pierderile suplimentare determină cupluri parazite asincrone lent variabile [7], rezultă că aceste pierderi determină o şea pronunţată, ce se manifestă mai ales în zona $n > \frac{n_s}{7}$ şi o mărire a cuplului în domeniul negativ $n < \frac{n_s}{7}$.

Inclinările crestăturilor sînt alese astfel încît tensiunile induse de către armonicile superioare ale cuplului magnetic învîrtitor să fie reduse. Dacă au loc curenţi transversali, aceasta echivalează cu o înclinare mai mică şi, prin urmare, armonicile care au fost reduse mai înainte au valori mai mari de astădată, ceea ce se manifestă în cuplu.

Prin urmare, prin micşorarea pierderilor suplimentare, se obţine nu numai o îmbunătăţire a randamentului şi o scădere a încălzirii motorului, ci şi o îmbunătăţire a alurii curbei cuplului în perioada de pornire, respectiv o mărire a valorii cuplului minim.

Influenţa favorabilă a restrunjirii rotorului asupra caracteristicii mecanice a motoarelor asincrone se explică şi prin aceea că inductivitatea de dispersie şi în special cea de dublă înlănţuire scade şi, ca urmare, cuplul maxim creşte, iar la o alunecare dată, şi cuplul maşinii.

Rezultatele experimentale, obţinute de autor şi prezentate în alte lucrări [1], [3], justifică pe deplin acest punct de vedere teoretic.

3. CONCLUZII

a) Mărirea întrefierului, pe lîngă reducerea pierderilor suplimentare în fier, determină :

— mărirea randamentului şi reducerea încălzirii ;

— îmbunătăţirea formei caracteristicii mecanice (mai ales la turaţii reduse).

b) Rezultatele favorabile obţinute au dus la utilizarea în producţie a metodei, ori de cîte ori a apărut necesitatea.

BIBLIOGRAFIE

1. Babuţia I. şi Tatu Gh., Cercetări experimentale în legătură cu pierderile suplimentare în maşinile asincrone. În : Bul. Şt. şi Teh. IPT 7 (21), 1962, p. 207.

2. Popovici Alex., Tatu Gh., Nicoară P., Babuţia I., Crăciunescu V., Cu privire la reducerea pierderilor suplimentare în gol la motoarele asincrone. În : Electrotehnica 12, nr. 5, 1964, p. 166.

3. Babuția I., Tatu Gh., Noi cercetări experimentale în legătură cu pierderile Suplimentare în mașinile asincrone. În : Bul. Șt. și tehn. IPT, 9 (23), volum special 1964, p. 197—202.
4. Barton T. H. și Ahmad V., The Measurement of Induction Motor Stray Loos and Its Effect on Performance. In : PIEE Part. C, 105, 1958, p. 69.
5. Richter R., *Mașini electrice*, vol. IV. Ed. Tehnică, București, 1960.
6. Voskresenski A. P., Kuznețov B. I., Ob ulucisenii harakteristik korotkozamknutîh asinhronnîh dvigatelei s litei aliuminievoi kletkoi rotora. In : Elektrotehnika nr. 5, 1954, p. 6.
7. Schuisky W., *Induktionsmaschinen*. Springer-Verlag, Wien, 1957.

ВЛИЯНИЕ УМЕНЬШЕНИЯ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ПОТЕРЬ НА МЕХАНИЧЕСКУЮ ХАРАКТЕРИСТИКУ ТРЕХФАЗНЫХ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

Указывается, что вместе с уменьшением дополнительных потерь в железе, благодаря увеличению зазора, происходит улучшение поведения при пуске. Приводятся механические характеристики для нескольких типов двигателей, построенные экспериментально до и после переточки ротора, и выявляется тот факт, что полученные результаты соответствуют результатам других последователей использовавших различные методы. Дается теоретическое объяснение положительного влияния уменьшения дополнительных потерь в железе на механическую характеристику двигателя.

DER EINFLUSS DER VERMINDERUNG VON ZUSATZVERLUSTE AUF DIE MECHANISCHE KENNLINIE VON DREIPHASENASYNCHRONMOTOREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Man zeigt, dass gleichzeitig mit der Verminderung der Eisenzusatzverluste durch Vergrösserung des Luftspaltes sich auch das Anfahrverhalten verbessert. Man zeigt die mechanischen Kennlinien von einigen Motortypen, welche man vor und nach dem Abdrehen des Läufers aufgenommen hat, wobei man unterstreicht, dass die erziehlten Ergebnisse im Einklang mit denen, durch verschiedene Methoden anderer Forscher erreicht sind.

Zum Schluss gibt man die theoretischen Erklärungen des positiven Einflusses der Verminderung der Eisenzusatzverluste auf die mechanische Kennlinie.

RIDICAREA LAVIURILOR DE RELIEF ÎN PERSPECTIVĂ *

DE

V. POPP, T. CHIU, C. MIHĂESCU, S. ROȘA

Prin procedeele obișnuite de reprezentare în prespectivă a suprafețelor curbe, suprafețele nu pot fi înfățișate cu acurateță, spre a reda clar și intuitiv realitatea.

Ele neavînd muchii de delimitare a adîncimilor, prin simpla reprezentare numai a conturului aparent, nu se poate obține impresia de volum și nu poate fi recunoscut cu precizie obiectul desenat. Utilizarea pe scară largă a suprafețelor curbe a pus în mod obligatoriu necesitatea, ca ele să fie reprezentate adecvat, să redea elementul așa cum el este în realitate, să poată fi recunoscut și analizat ca formă, proporții și aspect.

În lucrarea de față soluționarea reprezentărilor pentru a corespunde cerințelor, s-a făcut prin utilizarea în acest scop a suprafețelor izofote.

Pentru suprafețele cilindrice sau conice s-a utilizat sfera la care suprafața cilindrică, sau conică, este tangentă.

S-au construit liniile izofote pentru sferă, aflînd iluminarea în cele două proiecții, astfel ca ea să aibe direcția diagonalei cubului unitate cînd cubul are o față în planul orizontal, de proiecție și altă față în planul vertical.

În acest caz sursa luminoasă emite raze a căror proiecție orizontală și verticală formează cu linia de pămînt un unghi de 45°.

S-a înscris sfera în cilindru, sau în con, în poziția în care sfera se găsește cu axa și polul corespunzător în direcția și sensul de iluminare a proiecției respective.

S-au determinat punctele de intersecție a liniilor izofote cu cercul de tangență a cilindrului, sau conului. Prin aceste puncte se construiesc generatoarele corespunzătoare, obținîndu-se delimitarea suprafețelor izofote pentru ambele proiecții.

La suprafețele care admit descompunerea lor în elemente cilindrice, conice și tronconice, sau asimilabile cu acestea, se procedează la fel pentru găsirea punctelor de intersecție a liniilor izofote cu cercul de tangență.

Punctele cu aceeași intensitate de lumină au fost unite prin curbe, obținîndu-se liniile izofote de delimitare a suprafețelor izofote căutate.

Avînd proiecțiile pe planul orizontal și vertical a liniilor izofote, eventual numai proiecția orizontală și cota unor puncte, liniile izofote se pot construi în perspectivă.

În continuare se arată reprezentările studiate :

1) Reprezentarea în perspectivă a unui castel de apă de forma cilindrului drept-circular (planșa I).

Pentru proiecția orizontală a castelului de apă s-au construit liniile izofote astfel :

S-a construit sfera tangentă la cilindru, apoi liniile izofote ale sferei considerînd iluminarea în condițiile amintite, adică avînd această iluminare, direcția diagonalei cubului.

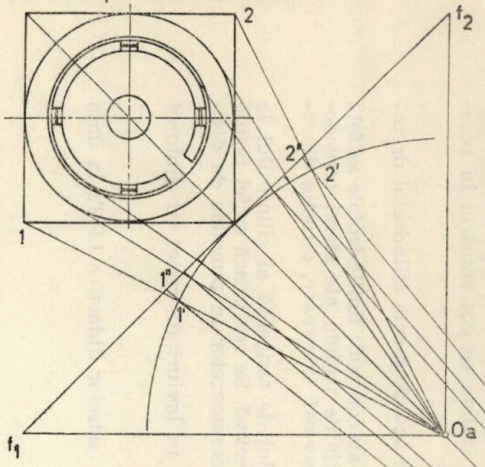
Punctele izofote rezultate din intersecția cercului de tangență al cilindrului la sferă cu liniile izofote de pe sferă se ridică în perspectivă. Se realizează astfel fășiile izofote pe suprafața cilindrului, prin construirea generatoarelor în punctele de delimitare ale lor.

Suprafețele izofote obținute au fost prelucrate în laviuri de relief cu ajutorul tentelor plate.

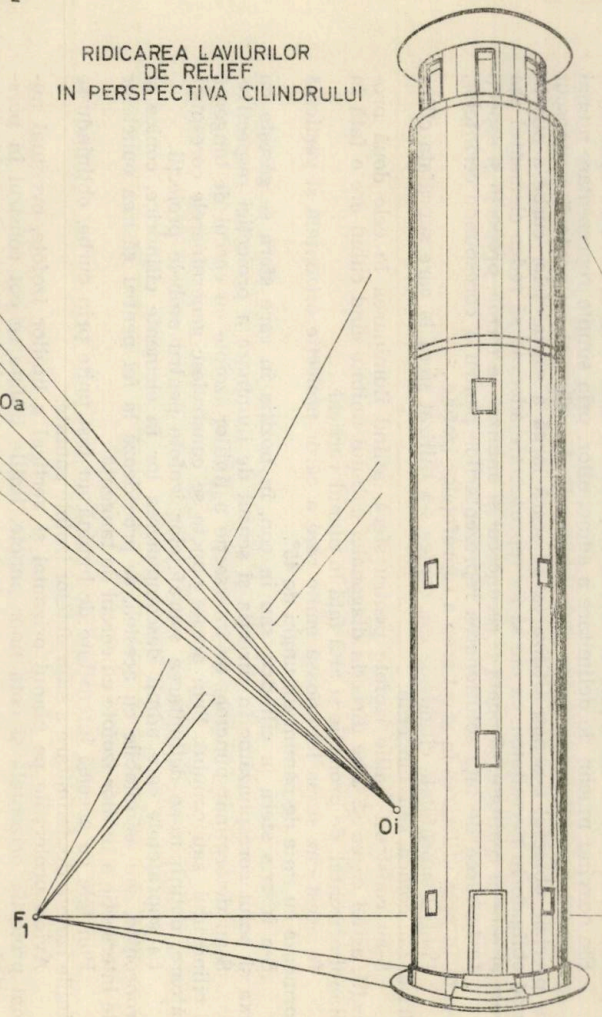
---

* Rezultate comunicate la sesiunea științifică a cadrelor didactice I.P.T., la data de 16 mai 1964.

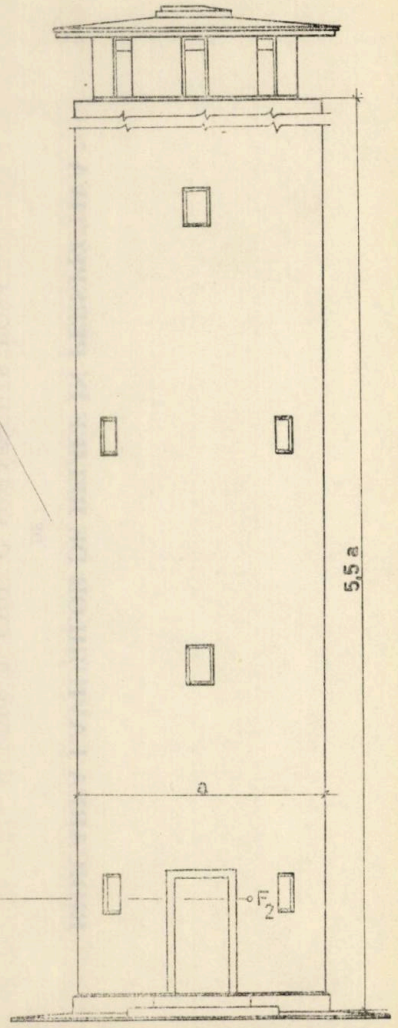
PROIECȚIA ORIZONTALĂ



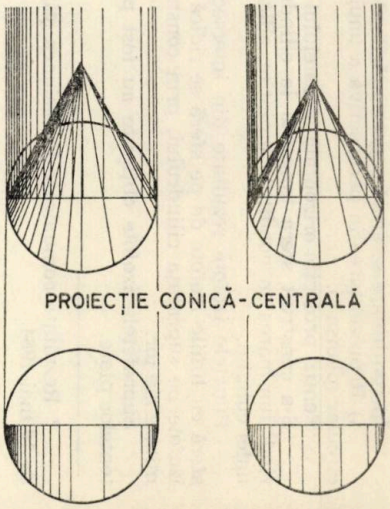
RIDICAREA LAVIURILOR
DE RELIEF
IN PERSPECTIVA CILINDRULUI



VEDERE DIN FAȚĂ



DETERMINAREA IZOFOTELOR
PENTRU PROIECȚIA ORIZONTALĂ

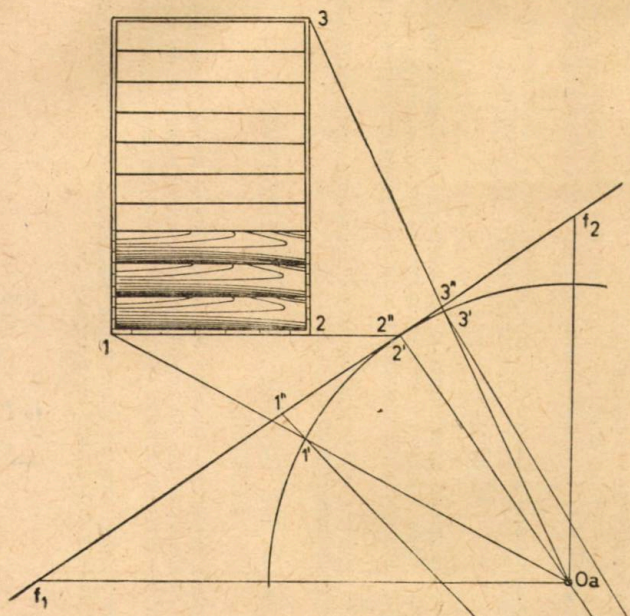


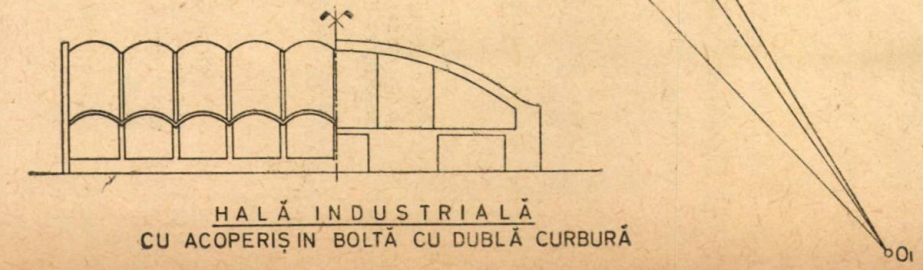
PROIECȚIE CONICĂ-CENTRALĂ

CASTEL DE APĂ

PLANSA NR. I

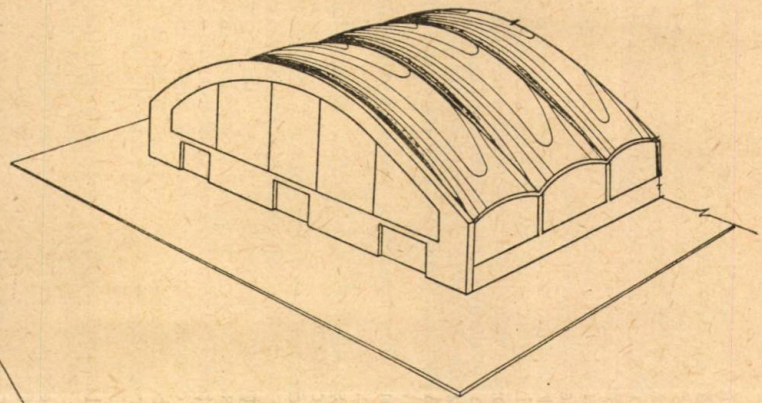
PROIECȚIE ORIZONTALA



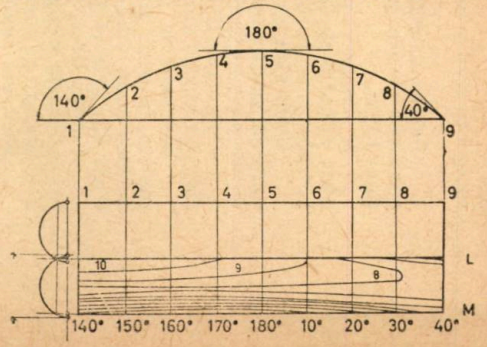


O ——— O

PERSPECTIVA CU LAVIURI



CONSTRUIREA LINIILOR IZOFOTE IN ORTOGONAL



FAȚADELE ADIACENTE

HALĂ INDUSTRIALĂ
CU ACOPERIȘ IN BOLTĂ CU DUBLĂ CURBURĂ

PLANȘA NR. II

Pentru a obţine o reprezentare fără deformaţii perspectiva a fost executată cu corectură sferică, în conformitate cu o lucrare publicată de colectivul nostru în buletinul I.P.T.

2) Reprezentarea în perspectivă a unei bolţi cu dublă curbură, multiplu ondulată, unda avînd o suprafaţă de translaţie circulară de tip eliptic, pe contur dreptunghiular (planşa II) curba generatoare şi directoare sînt arce de cerc.

Unda este generată de o fâşie arc cilindric, la care axa cilindrului îşi schimbă continuu poziţia unghiulară faţă de deschiderea arcului director, iar diametrul lui este tot timpul perpendicular pe această deschidere.

Cunoscute fiind lungimea corzii arcului cilindric şi săgeata, s-a determinat diametrul cercului din care face parte coarda.

S-a măsurat în proiecţia verticală unghiul pe care-l formează tangenta cu orizontala, în punctul de început şi de sfîrşit a arcului director. Valoarea diferenţei dintre cele două citiri, a fost repartizată pe lungimea deschiderii arcului director, marcîndu-se din 10 în 10 grade poziţiile intermediare ale fâşiei arc cilindric.

Pentru fiecare poziţie în parte s-au determinat pe diametrul corespunzător corzii, distanţele izofote. Aceste distanţe au fost transpuse proporţional pe arcul de cerc şi proiectate pe coardă.

Punctele izofote au fost trasate în proiecţia orizontală pe coardele corespunzătoare poziţiei respective.

Punctele de aceeaşi întensitate de lumină unite prin curbe au determinat liniile izofote în proiecţia orizontală.

Acestea au fost ridicate apoi în perspectivă, stabilindu-se din proiecţia verticală, pentru fiecare punct de poziţie, înălţimea corespunzătoare.

Cunoscînd că înălţimile de creastă sînt cele ale arcului director, înălţimile punctelor caracteristicii adiacente au fost determinate faţă de acestea. S-a proiectat punctul pe arcul din proiecţia laterală. Diferenţa dintre raza arcului şi înălţimea punctului faţă de diametrul corespunzător arcului a fost scăzută din înălţime în punctul respectiv al arcului director. Astfel se obţine înălţimea căutată a punctului.

Pentru a avea o reprezentare fără deformaţii, perspectiva se execută cu corectură sferică.

Aplicînd tentele plate pe suprafeţele izofote obţinute în perspectivă se realizează ridicarea laviurilor de relief în perspectiva bolţii cu dublă curbură.

Metoda de reprezentare exemplificată mai sus aduce o îmbunătăţire substanţială în realizarea clarităţii şi acurateţii. Utilizarea ei deşi laborioasă, prin rezultatele deosebit de bune ce se pot obţine, este avantajoasă, deoarece concretizează o reprezentare explicită, uşor de înţeles şi conformă cu realitatea.

Procedeul studiat pentru reprezentarea elementelor noi de construcţii cu suprafeţe curbe prezintă o soluţie bună mărind posibilităţile de reprezentare a acestor suprafeţe.

ПЕРСПЕКТИВНОЕ СНЯТИЕ ИЗМЕНЕНИЙ РЕЛЬЕФА
(РЕЗЮМЕ)

В случае элементов с криволинейной поверхностью, не имеющих грубинных граней, при перспективном изображении одного контура нельзя получить их конкретную материализацию, которая дала бы возможность их признания и рассмотрения с точки зрения формы, свойств и внешнего вида.

Для устранения этого недостатка предлагается метод ортогональной постройки изменений рельефа и их перспективного снятия.

LEVER DES LAVIS DE RELIÉF EN PERSPECTIVÉ
(RÉSUMÉ)

On n'obtient pas une matérialisation concrète des éléments à surfaces courbes, qui ont seulement marges de profondeur par la représentation en perspectivé du contour ; done, ils ne pourraient — être reconnues, analysés comme forme, proportions et aspect.

Pour l'élimination de cette deficience on ajoute une méthode de construction des lavis en reliéf en orthogonale et leur élevement en perspectivé.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tom 12 (26) Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE
1967

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. *Gh. Silaș*, (redactor responsabil), prof. ing. *C. Avram*, membru corespondent al Acad. R.S.R., Acad. *C. Drăgulescu*, *Acad. Șt. Nădășan*, prof. dr. I. Anton, m.c. al Acad. R.S.R., prof. dr. ing. *T. Dordea*, profesor *O. Em. Gheorghiu*, prof. ing. *V. Gheorghiu*, prof. ing. *D. Mateescu*, prof. dr. docent *I. Nanu* și prof. ing. *Al Rogojan*.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIŞOARA

Seria II, Tom 12 (26), fasc. 2 Iulie—Decembrie 1967

SUMAR:

I. *MATEMATICA — FIZICA — MECANICA*

T. BINZARU, V. OIŢĂ, L. VUC, Studiul unei formule de cuadratură cu $n+1$ noduri, având gradul de exactitate cinci 333
A. FILIPESCU, Asupra unui sistem de ecuaţii funcţionale care generalizează ecuaţia funcţională a lui N. H. Abel 337
D. FARCAŞ, G. GAVRILESCU, ST. MARUŞTERU, Autocod şi translator 347
I. GROŞANU, Asupra mişcării unui vibrator simplu rezemat pe limitator 357
GH. SILAŞ, L. BRINDEU, A. HEGEDUS, Determinarea coeficientului de restituire la ciocnire pe baza deformaţiilor locale 369
GH. SILAŞ, I. GROŞANU, I. NICHITA, Asupra mişcărilor nestaţionare ale unui sistem mecanic acţionat inerţial 379
V. BĂBUŢ, O. SLIMAC, Sisteme de ecuaţii cu derivate parţiale ciclice .. 387
C. I. STAICU, Legea valorilor minime, întregi, pozitive în analiza dimensională generală 393
GHEORGHE TUDOR, Calculul unor integrale improprii cu teorema rezidurilor 403

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, I. MENESSY, V. CRISTEA, Spectre I. R. ale unor sticle borice ternare.. 409
V. BIBOLARU, Asupra coeficienţilor parţiali de transfer de căldură la fluidizare 413
VIRGINIA BOBOESCU, ROZALIA RUS, I. NANU, Poli (esteri-eteri) liniari cu structuri alternate. Nota IV. Consideraţii asupra policondensării acidului propan 2,2-bis(*p*-fenilenoxiacetic) cu etilen glicol în prezenţa catalizatorilor 419
I. M. BUTT, M. A. VOROBIOVA, I. DRĂGOI, Cristalizarea MgO din topiturile de silicaţi de calciu 425
I. NANU, GR. POP, Cercetări în domeniul copolimerilor acetatului de vinil cu diesterii acidului maleic. III. Activitatea relativă a monomerilor la copolimerizarea acetatului de vinil cu di-*n*-alchil-maleaţi. 431
FR. MIHAI, B. ROCH, ARIANA MORARU, Acidul dilituric ca reactiv gravimetric pentru determinarea : Cs^{+}, NH_4^{+}, Ba^{2+}, Zn^{2+}, Mg^{2+} 441
I. PIRVU, Studiul rafinării avansate a stibiului prin electroliză cu cazod vibrat (II). Stabilirea parametrilor optimi la anod în condiţiile vibrării catodului şi determinarea randamentului de curent şi a purităţii stibiului depus 451
P. TRIBUNESCU, E. MERCA, Asupra spectrelor în infraroşu ale ferocianurilor de argint şi taliu 461

III. *ŞTIINŢE TEHNICE*

M. TRUŞCULESCU, V. TIRZIU, Caracteristicile straturilor sulfinizate ale fontelor cenuşii perlitice.. 465
S. DOBRE, O metodă nouă de studiu al regimului tranzitoriu în circuite electrice cu inductivitate neliniară 473

GH. SAVII, C. NICA, G. URDEA, Contribuții la studiul posibilităților de efectuare a prelucrării de netezire a suprafețelor metalice prin metoda electrolitică 487
I. ZĂGANESCU, C. POPESCU, Instalații de preparare în depouri a combustibililor inferiori indigeni pentru locomotive Diesel 499
V. HEȘCA, Studiul funcționării la mersul în gol asincron al motorului sincron cu ajutorul unui calculator cifric 513
I. KAUFMANN, W. LÖWENFELD, Un procedeu de introducere rapidă a datelor într-un calculator electronic numeric, bazat pe cititor de bandă perforată 521
W. LÖWENFELD, Despre funcționarea simultană a două tambururi magnetice ca memorie pentru un calculator electronic numeric 527
L. SEBASTIAN, Asupra schemei bloc a unui aparat de inducție pentru măsurarea energiei și puterii 533
E. SERACIN, ST. BARTZER, Studiu cu privire la modelarea analogică a unor fenomene tranzitorii descrise prin soluțiile unor ecuații diferențiale de ordinul doi 541
C. ȘORA, S. DOBRE, E. WAGNER, D. DABA, Determinarea factorului de corecție al tensiunii Hall, la plăcile semiconductoare dreptunghiulare, pe bază de modelare 553
C. ȘORA, Despre generalizarea unui sistem de parametri ai cuadripolului electric 563
AL. ROGOJAN, W. BERNATH, Stabilizatoare de tensiune cu tranzistoare 571
AL. ROGOJAN, Amplificator de semnal pentru o instalație de sortare automată a miezurilor de ferită cu ciclu rectangular 581
AL. ROGOJAN, Trigher Schmitt folosit ca discriminator de amplitudine 593
I. TURCU, Pornirea cu accelerație variabilă în tracțiunea electrică urbană 601
A. MIHAESCU, Studiul formării și deschiderii fisurilor de elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică 615
M. CRUDU, D. PERJU, Un nou dispozitiv de încărcare pentru sisteme funcționînd în circuit închis 627
B. HOROVITZ, N. IONESCU, Cu privire la optimizarea caracteristicilor constructive și funcționale ale unei transmisii prin curele 637
A. ȘANDRU, Contribuții la studiul aderenței roților motoare ale tractorului în diferite condiții de deplasare 651
C. ȘTEFAN, ST. ANGHEL, L. MADARAS, Contribuții la calculul valorilor reale ale parametrilor de tracțiune ai tractoarelor universal — 650 (651) 663

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
Серия II, Том 12 (26), Выпуск 2. июль—декабрь 1967

СОДЕРЖАНИЕ

I. МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА

Т. БРЫНЗАРУ, В. ОИЦЭ, Л. ВУК, Изучение квадратурной формулы с $n+1$ узлами пятой степени точности 333
А. ФИЛИПЕСКУ, О системе функциональных уравнений обобщающих функциональное уравнение Н. Х. Абеля 337
Д. ФАРКАШ, Г. ГАВРИЛЕСКУ, Ш. МЭРУШТЕРУ, Автокод и транслятор 347
И. ГРОШАНУ, О движении простого вибратора опирающегося на ограничитель 359
Г. СИЛАШ, Л. БРЫНДЕУ, А. ХЕГЕДУШ, Определение коэффициента восстановления при ударе на основании местных деформаций 369
Г. СИЛАШ, И. ГРОШАНУ, И. НИКИТА, О неустановившихся движениях механической системы с инерциальным приводом . . . 379
В. БЭБУЦ, О. СЛИМАК, Системы уравнений с частичными производными 387
К. СТАЙКУ, Закон минимальных, целых, положительных значений в общем размерном анализе 393
Т. ГЕОРГЕ, Вычисление некоторых обобщенных интегралов с помощью теоремы вылетов 403

II. ХИМИЯ

Д. БЕКЕРЕСКУ, И. МЕНЕЩИ, В. КРИСТЯ, Инфракрасные спектры некоторых борных третьичных стекол 409
В. БИБОЛАРУ, О коэффициентах теплоотдачи в кипящем слое . . 413
ВИРГИНИЯ БОБОЕСКУ, РОЗАЛИЯ РУС, И. НАНУ, Линейные поли (эфиры и простые эфиры) с чередующимся строением. Заметка IV. О поликонденсации пропан-2,2-бис (*p*-фениленоксиуксусной кислоты с этилен гликолем в присутствии катализаторов . . 419
И. М. БУТТ, М. А. ВОРОВЬЕВА, И. ДРЭГОЙ, Условия кристализации окиси магния в плавленных силикатах кальция 425
И. НАНУ, Г. ПОП, Сополимеры винилацетата с диэфирами малеиновой кислоты. III. Относительная активность мономеров при сополимеризации винилацетата с ди-н-алкилмалеатами 431
Ф. МИХАЙ, Б. РОКХ, АРИАНА МОРАРУ, Дилитуровая кислота как гравиметрический реагент для дозирования Cs^+, NH_4^+, Ba^{2+}, Zn^{2+}, Mg^{2+} 441
И. ПЫРВУ, Исследование процесса повышенного рафинирования сурьмы электролизом с вибрированным катодом (II). Установление оптимальных факторов на аноде при условиях вибрации катода и определение выхода и чистоты осажденной сурьмы . 451
П. ТРИБУНЕСКУ, Об инфракрасных спектрах ферроцианидов серебра и таллия 461

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

М. ТРУШКУЛЕСКУ, В. ТЫРЗИУ, Характеристики сульфированных слоев перлитных серых чугунов 465

С. ДОБРЕ, Новый метод исследования переходного режима в электрических цепях с нелинейной индуктивностью 473
Г. САВИЙ, К. НИКА, Г. УДРЯ, К. исследованию возможностей обработки доводкой металлических поверхностей электролитическим методом 487
И. ЗЭГЭНЕСКУ, К. ПОПЕСКУ, Установки для приготовления в депоместных топлив низшего сорта для тепловозов 499
В. ХЕШКА, Изучение асинхронного холостого хода синхронного двигателя при помощи цифровой вычислительной машины . . . 513
И. КАУФМАН, В. ЛЕВЕНФЕЛЬД, Способ быстрого введения дат в цифровую вычислительную машину, основанный на считывающем устройстве перфорированной ленты 521
В. ЛЕВЕНФЕЛЬД, Об одновременной работе двух магнитных барабанов памяти цифровой электронной вычислительной машины . 527
Л. СЕБАСТЬЯН, О блоксхеме индукционного прибора для измерения электрической энергии и мощности 533
Е. СЕРАЧИН, Ш. БАРТЗЕР, Исследование в области аналогового моделирования некоторых переходных явлений, описанных решениями дифференциальных уравнений второго порядка . . 541
К. ШОРА, С. ДОБРЕ, Е. ВАГНЕР, Д. ДАБА, Определение поправочного коэффициента к напряжению Холла для полупроводниковых прямоугольных пластин, на основе моделирования . . 553
К. ШОРА, К. обобщению системы параметров электрического четырехполюсника 563
А. РОГОЖАН, В. БЕРНАТ, Стабилизаторы напряжения с транзисторами 571
А. РОГОЖАН, Усилитель сигнала для установки, автоматически сортирующей ферритовые сердечники с прямоугольным циклом . 581
А. РОГОЖАН, Триггер Шмитта используемый в качестве дискриминатора амплитуды 593
И. ТУРКУ, Пуск с переменным ускорением в электрической городской тяге 601
А. МИХЭЕСКУ, Изучение образования и раскрытия трещин в железобетонных элементах подвергнутых эксцентрическому сжатию . 615
М. КРУДУ, Д. ПЕРЖУ, Новое нагрузочное приспособление для систем работающих в замкнутой цепи 627
Б. ХОРОВИЦ, Н. ИОНЕСКУ, Об оптимизации конструктивных и рабочих характеристик ременной передачи 637
А. ШАНДРУ, К изучению сцепления движущих колес трактора в различных условиях передвижения 651
К. ШТЕФАН, Ш. АНГЕЛ, Л. МАДАРАС, К исчислению реальных значений параметров тяги у тракторов «Универсал» 650(651) . 663

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMISOARA

II Série, tome 12 (26), Fascicole 2 Juillet—Décembre 1967

SOMMAIRE:

I. *MATHEMATIQUE — PHYSIQUE — MECANIQUE*

T. BINZARU, V. OIȚĂ, L. VUC, Das Studium einer Quadraturformel mit $n+1$ Knotten der die Genauigkeit fünfter Grad hat 333
A. FILIPESCU, Über ein System von Funktionalgleichungen, welche die N. H. Abel'sche Funktionalgleichung verallgemeinert 337
D. FARCAȘ, G. GAVRILESCU, ST. MĂRUȘTERU, Autocode and translator 347
I. GROȘANU, Sur le mouvement d'un vibrateur simplement appulé sur le limiteur 359
GH. SILAȘ, L. BRINDEU, A. HEGEDUS, Bestimmung der Stosszahl bei berücksichtigung der lokalen Verformungen 369
GH. SILAȘ, I. GROȘANU, I. NICHITA, Über die nichtstationären Bewegungen eines Systems mit Erregung durch Trägheitskräfte 379
V. BABUT, O. SLIMAC, Systèmes d'équations avec derivées partiélles 387
C. I. STAICU, Gesetz der minimalen, ganzen und positiven Werte in der allgemeinen Dimensionalanalyse 393
GH. TUDOR, Calcul des certaines intégrales généralisés à l'aide du théorème des résidus 403

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, I. MENESSY, V. CRISTEA, I. R.-Spektren von einigen ternaren Borgläsern 409
V. BIBOLARU, Über die Wärmeübergangszahlung im Wirbelschichtzustand 413
VIRGINIA BOBOESCU, ROZALIA RUS, I. NANU, Lineare Poly(esteräther) alternierender Struktur. IV. Mitteilung. Über die Polykondensation der Propan 2,2-bis(*p*-phenylenoxessigsäure) mit Äthylenglykol in Anwesenheit von Katalysatoren 419
I. M. BUTT, M. A. VOROBIOVA, I. DRĂGOI, Die Kristallisation des MgO aus Kalziumsilikat — Schmelzen 425
I. NANU, GR. POP, Über Copolymere von Vinylacetat mit Maleinsäureestern. III. Mitteilung. Die relative Aktivität der Monomeren bei der Copolimerisierung von Vinylacetat mit Di-*n*-alkyl Maleaten 431
FR. MIHAI, B. ROCH, ARIANA MORARU, Die Dilitursäure als gewichtsanalytisches Reagens zur Bestimmung von Cs , NH , Ba^2 , Zn^2 , Mg^2 441
I. PIRVU, Étude du raffinage avancé de l'antimoine par électrolyse à cathode vibrée (II). Détermination des parametres optimums de l'anode dans des conditions de vibration de la cathode et détermination du randament de courant et de la pureté de l'antimoine déposé 451
P. TRIBUNESCU, E. MERCA, Über die IR-Spektren der Silber- und Thallium-Eisen(II)-Cyanide 461

III. *SCIENCES TECHNIQUES*

M. TRUSCULESCU, V. TIRZIU, Les caractéristiques des couches sulfinuzés des fontes gris perlitiques 465

S. DOBRE, Une nouvelle méthode d'étude du régime transitoire en circuits éléctriques avec inductance non-linéaire 473

GH. SAVII, C. NICA, G. URDEA, Beitrag zum Studium des Glattungsverfahrens bei Metalloberflächen durch die Elektrolytische Methode 487

I. ZAGANESCU, C. POPESCU, Minderwertige inländische Brennstoffe — Aufbereitungsanlagen in Lokomotivbetriebswerken, für Diesellokomotiven 499

V. HESCA, Das Studium eines Synchronmotors im asynchronen Leerlauf mit Hilfe eines elektronischen Digitalrechners 513

I. KAUFMANN, W. LÖWENFELD, Uber ein Verfahren für Lochstreifendateneingabe hoher Geschwindigkeit in Elektronische Ziffernrechenautomaten ... . 521 —

W. LÖWENFELD, Uber die simultane Anwendung zweier Magnettrommel als Speicher für elektronische Ziffernrechner 527

L. SEBASTIAN, Sur le schéma bloc d'un appareil d'induction pour la mesure de l'énergie et de la puissance 533

E. SERACIN, ST. BARTZER, Untersuchung der Analogen Modellierung einiger durch die Lösung Linearer Differentialgleichungen zweiter Ordnung beschriebenen Uberkangsvorgänge 541

C. ŞORA, S. DOBRE, E. WAGNER, D. DABA, Bestimmung der Korrektionsgrösse der Halbspannung bei Halbplättchen, auf Grund einer Modellierung 553

C. ŞORA, Sur la généralisation système de paramètres du quadripôle electrique 563

AL. ROGOJAN, W. BERNATH, Transistorisierte Spannungsstabilisatoren 571 —

AL. ROGOJAN, Signalverstärker für eine Automatische Sortierungsanlape der Ferritkerne mit rechteckigen Zyklus .. .. 581 —

AL. ROGOJAN, Schmitt — Trigger als Amplitude — Diskriminator .. .. 593 —

I. TURCU, Das Anfaren mit veränderlicher Beschleunigung bei elektrischer Zugbeförderung 601

A. MIHAESCU, L'étude de la formation et de l'ouverture des fissures des éléments en bréton armé a une compression excentrique 615

M. CRUDU, D. PERJU, Und nouveau dispositif de chargement pour systemes fonctionnant en circuit ferme 627

B. HOROVITZ, N. IONESCU, Uber die Optimisierung der konstruktiven und funktionellen Charakteristiken einer Riemenübertragung .. 637

A. ŞANDRU, Contributions à l'étude de l'adhérence des roues motrices du tracteur dans diverses conditions de déplacement 651

C. ŞTEFAN, ST. ANGHEL, L. MADARAS, Beitrag zur Berechnung der Parameterwerte bei Zugförderung für Universalschlepper-650 (651) 663

STUDIUL UNEI FORMULE DE CUADRATURĂ CU $n+1$ NODURI, AVÎND GRADUL DE EXACTITATE CINCI

DE

T. BÎNZARU, V. OIȚĂ, L. VUC

I. În lucrarea de față ne propunem să studiem o formulă de cuadratură de forma :

$$\int_a^b f(x)\,dx = A_0[f(x_0)+f(x_n)]+A_1[f(x_1)+f(x_{n-1})]+A_2[f(x_2)+f(x_3)+$$

$$+\ldots+f(x_{n-2})]+R \qquad (1)$$

care are gradul de exactitate cinci și $n+1$ noduri.

Lucrarea ne-a fost sugerată de prof. D. V. Ionescu, care a studiat această formulă pentru cazurile : $n=4$, 5, 6. Pentru $n=7$ a fost studiată în lucrarea „Asupra unei formule de cuadratură avînd gradul de exactitate cinci" de T. Bînzaru, V. Oiță, L. Vuc ; comunicată la a XII-a Sesiune științifică a cadrelor didactice din I.P.T., 18—20 martie 1966.

II. În general, luînd $n+1$ noduri, vom împărți intervalul $[a, b]$ în n părți egale prin nodurile $x_1, x_2, \ldots, x_{n-1}$ și vom atașa fiecărui interval $[x_{i-1}, x_i]$ $i=1, 2, \ldots, n$ unde $x_0=a$ și $x_n=b$, funcțiile $\varphi_i(x)$, integrale ale ecuațiilor diferențiale :

$$\varphi_i^{VI}(x)=1\ ;\quad i=1, 2, \ldots, n. \qquad (2)$$

Cu aceste condiții vom putea scrie :

$$\int_a^b f(x)dx=\sum_{i=1}^{n}\int_{x_i-1}^{x_i}\varphi_i^{VI}(x)f(x)dx \qquad (3)$$

Aplicînd integralelor din membrul II al egalității (3) formula de integrare prin părți generalizată, vom obține:

$$\int_a^b f(x)\,dx=\sum_{i=1}^{n}[\varphi_i^{V}(x)f(x)-\varphi_i^{IV}(x)f'(x)+\varphi_i'''(x)f''(x)-\varphi_i''(x)f'''(x)+$$

$$+\varphi_i'(x)f^{IV}(x)-\varphi_i(x)f^{V}(x)]_{x_{i-1}}^{x_i}+\sum_{i=1}^{n}\int_{x_{i-1}}^{x_i}\varphi_i(x)f^{VI}(x)\,dx. \qquad (4)$$

Pentru ca expresia (4) să se reducă la (1) impunem următoarele condiții:

$$\left.\begin{array}{l}
\varphi_1(x_0)=0;\ \varphi_1'(x_0)=0;\ \ldots;\ \varphi_1^{IV}(x_0)=0;\ \varphi_1^{V}(x_0)=-A_0\\
\varphi_2(x_1)=\varphi_1(x_1);\ \varphi_2'(x_1)=\varphi_1'(x_1);\ \ldots;\ \varphi_2^{IV}(x_1)=\varphi_1^{IV}(x_1);\ \varphi_2^{V}(x_1)-\\
-\varphi_1^{V}(x_1)=A_1\\
\varphi_i(x_{i-1})=\varphi_{i-1}(x_{i-1});\ \varphi_i'(x_{i-1})=\varphi_{i-1}'(x_{i-1});\ \ldots;\ \varphi_i^{IV}(x_{i-1})=\varphi_{i-1}^{IV}(x_{i-1});\\
\varphi_i^{V}(x_{i-1})-\varphi_{i-1}^{V}(x_{i-1})=A_2,\ \text{pentru}\ i=3,4,5,\ldots,n-1\\
\varphi_n(x_{n-1})=\varphi_{n-1}(x_{n-1});\ \varphi_n'(x_{n-1})=\varphi_{n-1}'(x_{n-1});\ \ldots;\ \varphi_n^{IV}(x_{n-1})=\\
=\varphi_{n-1}^{IV}(x_{n-1});\ \varphi_n^{V}(x_{n-1})-\varphi_{n-1}^{V}(x_{n-1})=A_1\\
\varphi_n(x_n)=0;\ \varphi_n'(x_n)=0;\ \ldots;\ \varphi_n^{IV}(x_n)=0;\ \varphi_n^{V}(x_n)=A_0.
\end{array}\right\} \qquad (5)$$

Ecuațiile (2), cărora le-am impus condițiile (5) ne permit aflarea funcțiilor $\varphi_i(x)$ și a coeficienților A_0, A_1, A_2. Astfel avem:

$$\left.\begin{array}{l}
\varphi_1(x)=\dfrac{(x-a)^6}{6!}-A_0\dfrac{(x-a)^5}{5!}\\
\varphi_2(x)=\varphi_1(x)-A_1\dfrac{(x-x_1)^5}{5!}\\
\varphi_i(x)=\varphi_{i-1}(x)-A_2\dfrac{(x-x_{i-1})^5}{5!},\ \text{pentru}\ i=3,4,5,\ldots,n-1\\
\varphi_n(x)=\varphi_{n-1}(x)-A_1\dfrac{(x-x_{n-1})^5}{5!}.
\end{array}\right\} \qquad (6)$$

Intrucît funcția $y=\varphi(x)$, unde $\varphi(x)=\varphi_i(x)$ pentru $x\in[x_{i-1},\ x_i]$, este simetrică față de dreapta $x=\dfrac{a+b}{2}$, este suficient să aflăm funcțiile $\varphi_i(x)$ numai pînă la $i=\dfrac{n}{2}$ sau $i=\dfrac{n+1}{2}$ după cum n este par sau impar.

Pentru funcțiile $\varphi_i(x)$ putem da și o altă formă, folosind dezvoltarea după formula lui Taylor:

$$\left.\begin{aligned}
&\varphi_1(x)=\frac{(x-a)^6}{6!}-A_0\frac{(x-a)^5}{5!}\\
&\varphi_2(x)=\frac{(x-x_1)^6}{6!}+(h-A_0-A_1)\frac{(x-x_1)^5}{5!}+\left(\frac{h^2}{2!}-A_0\frac{h!}{1}\right)\frac{(x-x_1)^4}{4!}+\left(\frac{h^3}{3!}-A_0\frac{h^2}{2!}\right)\cdot\\
&\cdot\frac{(x-x_1)^3}{3!}+\left(\frac{h^4}{4!}-A_0\frac{h^3}{3!}\right)\frac{(x-x_1)^2}{2!}+\left(\frac{h^5}{5!}-A_0\frac{h^4}{4!}\right)\frac{x-x_1}{1!}+\frac{h^6}{6!}-A_0\frac{h^5}{5!}\\
&\varphi_{i-1}(x)=\frac{(x-x_i)^6}{6!}-(i-1)A_2\frac{(x-x_i)^5}{5!}+\sum_{k=1}^{6}\left[\frac{i^k h^k}{k!}-\frac{i^{k-1}h^{k-1}}{(k-1)!}A_0-\right.\\
&\left.-\frac{(i-1)^{k-1}h^{k-1}}{(k-1)!}A_1\right]\frac{(x-x_i)^{6-k}}{(6-k)!}-A_2\sum_{k=1}^{5}\sum_{l=1}^{i-2}\frac{l^k h^k}{k!}\frac{(x-x_i)^{5-k}}{(5-k)!},\\
&\qquad\qquad\text{pentru } i=2,3,\ldots,n-2\\
&\varphi_n(x)=\frac{(x-b)^6}{6!}+A_0\frac{(x-b)^5}{5!}
\end{aligned}\right\}\quad(7)$$

unde $h=\frac{b-a}{n}$.

III. Pentru aflarea coeficienților în formula (1) înlocuim $f(x)$ pe rînd cu 1, x, x^2, x^3, x^4, x^5, iar R devine zero întrucît gradul de exactitate l-am propus egal cu cinci, și obținem sistemul:

$$\left.\begin{aligned}
&A_0+A_1+\frac{n-3}{2}A_2=\frac{nh}{2}\\
&A_0n^2+A_1[(n-1)^2+1]+A_2\left[\frac{(n-2)(n-1)(2n-3)}{6}-1\right]=\frac{n^3h}{3}\\
&A_0n^4+A_1[(n-1)^4+1]+A_2\left[\frac{(n-5)(n-4)(n-3)(n-2)(n-1)}{6}+\right.\\
&\left.+3\frac{(n-4)(n-3)(n-2)(n-1)}{2}+7\frac{(n-3)(n-2)(n-1)}{3}+\frac{(n-2)(n-1)}{2}-1\right]=\frac{n^5h}{5}
\end{aligned}\right\}\quad(8)$$

Același sistem l-am obține utilizînd și relațiile nefolosite la determinarea φ-urilor din sistemul de condiții (5).

Rezolvînd sistemul (8), obținem:

$$\left.\begin{aligned}
A_0&=\frac{n(5n-6)}{12(n-1)(n+1)}h\\
A_1&=\frac{n^2(13n-20)}{12(n-1)(n-2)(n+1)}h\\
A_2&=\frac{n^2(n^2-5n+5)}{(n-1)(n-2)(n-3)(n+1)}h
\end{aligned}\right\}\quad(9)$$

IV. Evaluarea restului.

Din relația (4) rezultă:

$$R=\sum_{i=1}^{n}\int_{x_{i-1}}^{x_i}\varphi_i(x)f^{\mathrm{VI}}(x)\,dx\qquad(10)$$

Dacă presupunem că $f(x)$ aparține clasei C^7 și ținînd seama de faptul că funcția $\varphi(x)$ păstrează un semn constant pe $[a, b]$ obținem:

$$R=-\frac{3n-4}{12\cdot 7!\, n^4}(b-a)^7 f^{VI}(\xi), \qquad \xi\in[a, b] \tag{11}$$

Dacă notăm cu $M=\sup_{x\in[a,b]}|f^{VI}(x)|$ atunci avem:

$$|R|<\frac{3n-4}{60\,480n^4}M(b-a)^7. \tag{12}$$

Pentru $n=6$ obținem:

$$A_0=\frac{12}{35}h, \quad A_1=\frac{87}{70}h, \quad A_2=\frac{33}{35}h.$$

iar formula (1) devine:

$$\int_a^5 f(x)dx=\frac{h}{70}\{24[f(a)+f(b)]+87[f(x_1)+f(x_5)]+ \\ +66[f(x_2)+f(x_3)+f(x_4)]\}+R \tag{13}$$

unde $|R|<0{,}0000001\,M(b-a)^7$.

S-a obținut un rest apropiat ca mărime de restul formulei lui Weddle din lucrarea [2].

BIBLIOGRAFIE

1. Ionescu D. V., *Cuadraturi numerice*, Editura tehnică 1957.
2. Munteanu F., Le rest dans les formules de Weddle et Hardy, Mathematica (Cluj), vol. 3 (26), fasc. 1, 1961, pp. 135—158.
3. Coțiu A., Asupra formulei de cuadratură a lui Hardy, Gazeta matematică și Fizică, Seria A, 7, pp. 404—412 (1958).

ИССЛЕДОВАНИЯ КВАДРАТУРНАЯ ФОРМУЛА С $n+1$ УЗЛОВ И СТЕПЕНЬ ТОЧНОСТИ ПЯТЬ

(РЕЗЮМЕ)

В этом труде изучается квадратурная формула тип (1), на общий случай, считая $n+1$ узлов и степень точности пять.

Также делается расчёт коэффициентов и даётся точное определение остатка.

DAS STUDIUM EINER QUADRATURFORMEL MIT $n+1$ KNOTEN, DER DIE GENAUIGKEIT FÜNFTER GRAD HAT

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit studiert man die Quadraturformel tip (1) auf den allgemeinen Fall, mit $n+1$ Knoten und mit dem Genauigkeitsgrad fünf. Hier macht man auch die Berechnung der Koeffiziens und es schätzt genau den Rest.

ASUPRA UNUI SISTEM DE ECUAȚII FUNCȚIONALE CARE GENERALIZEAZĂ ECUAȚIA FUNCȚIONALĂ A LUI N. H. ABEL

DE

A. FILIPESCU

1. N. H. Abel [1] a soluționat ecuația funcțională:

$$(Ab) \qquad \psi(x+y)=f(xy)+\varphi(x-y)$$

a cărei soluție generală, măsurabilă, reală (în mulțimea funcțiilor reale, măsurabile de un argument real) este:

$$\left.\begin{aligned} f(x)&=ax+b \\ \varphi(x)&=\frac{a}{4}x^2+c \\ \psi(x)&=\frac{a}{4}x^2+b+c \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

unde $a, b, c \in R$.

Această ecuație a mai fost studiată de H. Roșcău [2] și I. Stamate [3].

A. Filipescu [4] a dat soluția generală, măsurabilă, reală a ecuației funcționale:

$$f(xy)=\varphi(x+y)\cdot\psi(x-y) \qquad (2)$$

și soluția unui sistem care generalizează ecuația funcțională (2).

2. Fie următorul sistem de ecuații funcționale:

$$\left.\begin{aligned} f_1(xy)&=\varphi_1(x+y)+\psi_1(x-y)+\lambda\varphi_1(x+y)\psi_1(x-y) \\ f_2(xy)&=\varphi_2(x+y)+\psi_2(x-y)+\lambda[\varphi_1(x+y)\psi_2(x-y)+\varphi_2(x+y)\psi_1(x-y)] \\ f_3(xy)&=\varphi_3(x+y)+\psi_3(x-y)+\lambda[\varphi_1(x+y)\psi_3(x-y)+\varphi_2(x+y)\psi_2(x-y)+ \\ &+\varphi_3(x+y)\psi_1(x-y)] \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

unde $f_i(x)$, $\varphi_i(x)$, $\psi_i(x)$, $(i=1, 2, 3)$ sînt nouă funcții reale, măsurabile de o variabilă reală iar λ un parametru real care poate fi $\lambda=0$, $\lambda\neq 0$, $\lambda\to\infty$.

Cazul I : $\lambda=0$.

In acest caz sistemul (3) devine :

$$\left.\begin{aligned} f_1(xy)&=\varphi_1(x+y)+\psi_1(x-y)\\ f_2(xy)&=\varphi_2(x+y)+\psi_2(x-y)\\ f_3(xy)&=\varphi_3(x+y)+\psi_3(x-y). \end{aligned}\right\} \tag{3'}$$

Se observă că sistemul (3′) conține trei ecuații funcționale tip N. H. Abel distincte între ele. Atunci conform lui (1), soluția generală, măsurabilă, reală a sistemului (3′) este :

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=a_1x+b_1\,; \qquad f_2(x)=a_2x+b_2\,; \quad f_3(x)=a_3x+b_3\\ &\varphi_1(x)=\frac{a_1}{4}x^2-c_1\,; \qquad \varphi_2(x)=\frac{a_2}{4}x^2-c_2\,; \quad \varphi_3(x)=\frac{a_3}{4}x^2-c_3\\ &\psi_1(x)=-\frac{a_1}{4}x^2+b_1+c_1\,; \quad \psi_2(x)=-\frac{a_2}{4}x^2+b_2+c_2\,;\\ &\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad \psi_3(x)=-\frac{a_3}{4}x^2+b_3+c_3 \end{aligned}\right\} \tag{3''}$$

unde $a_1, b_1, c_1, a_2, b_2, c_2, a_3, b_3, c_3 \in R$.

Cazul II : $\lambda\neq 0$.

Prima ecuație din sistemul (3) se poate scrie sub forma :

$$1+\lambda f_1(xy)=[1+\lambda\varphi_1(x+y)][1+\lambda\psi_1(x-y)]. \tag{4}$$

Prin introducerea funcțiilor :

$$\left.\begin{aligned} W(xy)&=1+\lambda f_1(xy)\\ V(x+y)&=1+\lambda\varphi_1(x+y)\\ U(x-y)&=1+\lambda\psi_1(x-y) \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

ecuația (4) devine :

$$W(xy)=V(x+y)\cdot U(x-y)\,; \tag{6}$$

(ecuația corelativă a ecuației lui N. H. Abel), a cărei soluție [4] generală, reală, măsurabilă s-a dat sub forma :

$$\left.\begin{aligned} W(xy)&=\exp(axy+b)\\ V(x+y)&=\exp\left[\frac{a}{4}(x+y)^2-c\right]\\ U(x-y)&=\exp\left[-\frac{a}{4}(x-y)^2+b+c\right] \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

$$\left.\begin{array}{lll} W(x)=0\,; & V(x)=0\,; & U(x)=0 \\ W(x)=0\,; & V(x)=\text{arbitrară}\,; & U(x)=0 \\ W(x)=0\,; & V(x)=0\,; & U(x)=\text{arbitrară} \end{array}\right\} \tag{8}$$

unde $a, b, c \in R$.

În baza formulelor (5) soluția generală, măsurabilă, reală pentru funcțiile $f_1(x)$, $\varphi_1(x)$, $\psi_1(x)$ este:

$$\left.\begin{aligned} f_1(xy) &= \frac{1}{\lambda}[\exp(axy+b)-1] \\ \varphi_1(x+y) &= \frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}(x+y)^2-c\right)-1\right] \\ \psi_1(x-y) &= \frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}(x-y)^2+b+c\right)-1\right] \end{aligned}\right\} \tag{9}$$

unde $a, b, c, \lambda \in R\,;\ (\lambda \neq 0)$.

Dacă se înlocuiește

$$\left.\begin{aligned} f_2(xy) &= l(xy)[1+\lambda f_1(xy)] \\ \varphi_2(x+y) &= m(x+y)[1+\lambda\varphi_1(x+y)] \\ \psi_2(x-y) &= n(x-y)[1+\lambda\psi_1(x-y)] \end{aligned}\right\} \tag{10}$$

în ecuația a doua din (3) și se ține seamă de (4) se obține ecuația lui N. H. Abel:

$$l(xy)=m(x+y)+n(x-y). \tag{11}$$

Soluția generală, măsurabilă, reală pentru ecuația (11) este dată de (1):

$$\left.\begin{aligned} l(x) &= sx+r \\ m(x) &= \frac{s}{4}x^2-t \\ n(x) &= -\frac{s}{4}x^2+r+t \end{aligned}\right\} \tag{12}$$

unde $s, r, t \in R$.

Ținînd seama de (10), (12), (7) și (5) se scrie soluția generală, măsurabilă, reală pentru funcțiile $f_2(x)$, $\varphi_2(x)$, $\psi_2(x)$ sub forma:

$$\left.\begin{aligned} f_2(xy) &= (sxy+r)\exp\cdot(axy+b) \\ \varphi_2(x+y) &= \left[\frac{s}{4}(x+y)^2-t\right]\cdot\exp\left[\frac{a}{4}(x+y)^2-c\right] \\ \psi_2(x-y) &= \left[-\frac{s}{4}(x-y)^2+(r+t)\right]\cdot\exp\left[-\frac{a}{4}(x-y)^2+b+c\right] \end{aligned}\right\} \tag{13}$$

unde $a, b, c, s, r, t \in R$.

În ecuația treia din (3) se fac substituțiile:

$$\left.\begin{aligned} f_3(x) &= \left[sx+r+\frac{1}{2}(A_1x^2+B_1x+C_1)\right]\exp(ax+b) \\ \varphi_3(x) &= \left[\frac{s}{4}x^2-t+\frac{1}{2}(A_2x^4+B_2x^3+C_2x^2+D_2x+E_2)\right]\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right) \\ \psi_3(x) &= \left[-\frac{s}{4}x^2+r+t+\frac{1}{2}(A_3x^4+B_3x^3+C_3x^2+D_3x+E_3)\right]\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right) \end{aligned}\right\} \tag{14}$$

și după identificarea coeficienților se obține sistemul algebric:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{A_2}{2}+\frac{A_3}{2}-\frac{\lambda s^2}{16}=0 \\ &\frac{4A_2}{2}-\frac{4A_3}{2}=0 \\ &\frac{6A_2}{2}+\frac{6A_3}{2}+\frac{\lambda s^2}{8}-\frac{A_1}{2}=0 \\ &\frac{B_2}{2}+\frac{B_3}{2}=0 \\ &\frac{3B_2}{2}-\frac{3B_3}{2}=0 \\ &\frac{C_2}{2}+\frac{C_3}{2}+\frac{\lambda sr}{4}+\frac{2\lambda st}{4}=0 \\ &C_2-C_3+\frac{\lambda sr}{2}-\frac{B_1}{2}=0 \\ &\frac{D_2}{2}+\frac{D_3}{2}=0 \\ &\frac{D_2}{2}-\frac{D_3}{2}=0 \\ &\frac{E_2}{2}+\frac{E_3}{2}-\lambda tr-\lambda t^2-\frac{C_1}{2}=0 \end{aligned}\right\} \tag{15}$$

din care se determină constantele:

$$\left.\begin{aligned} &A_1=\lambda s^2;\quad A_2=\frac{\lambda s^2}{16};\quad A_3=\frac{\lambda s^2}{16};\quad B_2=0;\quad B_3=0;\quad D_2=0;\quad D_3=0 \\ &C_1=E_2+E_3-2\lambda tr-2\lambda t^2;\quad C_2=\frac{B_1}{4}-\frac{1}{2}\lambda sr-\frac{1}{2}\lambda st \\ &C_3=-\frac{B_1}{4}-\frac{1}{2}\lambda st \end{aligned}\right\} \tag{16}$$

unde $s, r, t, B_1, E_2, E_3 \in R$.

Înlocuind valorile constantelor din (16) în (14) și ținînd seama de notațiile $B_1=\lambda B'$; $E_2=\lambda E'$; $E_3=\lambda E''$ (unde $B', E', E'' \in R$) se obține soluția generală, măsurabilă, reală pentru funcțiile $f_3(x)$, $\varphi_3(x)$, $\psi_3(x)$ sub forma :

$$\left.\begin{aligned} f_3(x)&=\left[sx+r+\frac{\lambda}{2}(s^2x^2+B'x+E'+E''-2tr-2t^2)\right]\cdot\exp(ax+b)\\ \varphi_3(x)&=\left\{\frac{s}{4}x^2-t+\frac{\lambda}{2}\left[\frac{s^2}{16}x^4+\left(\frac{B'}{4}-\frac{sr}{2}-\frac{st}{2}\right)x^2+B'\right]\right\}\cdot\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)\\ \psi_3(x)&=\left\{-\frac{s}{4}x^2+r+t+\frac{\lambda}{2}\left[\frac{s^2}{16}x^4-\left(\frac{E'}{4}+\frac{st}{2}\right)x^2+E''\right]\right\}\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\end{aligned}\right\}\quad(14')$$

unde $a, b, c, s, r, t, B', E', E'' \in R$ iar λ este un parametru real.

Ținînd seama de soluțiile date de (8) și de formulele (5), pentru sistemul (3) se mai obțin și soluțiile singulare :

$$\left.\begin{aligned} f_1(x)=0\,;\quad \varphi_1(x)=0\,;\quad \psi_1(x)=0\\ f_2(x)=0\,;\quad \varphi_2(x)=0\,;\quad \psi_2(x)=0\\ f_3(x)=0\,;\quad \varphi_3(x)=0\,;\quad \psi_3(x)=0\end{aligned}\right\}\quad(17)$$

$$\left.\begin{aligned} f_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\,;\quad \varphi_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\,;\quad \psi_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\\ f_2(x)=0\,;\quad \varphi_2(x)=0\,;\quad \psi_2(x)=0\\ f_3(x)=0\,;\quad \varphi_3(x)=0\,;\quad \psi_3(x)=0\end{aligned}\right\}\quad(18)$$

$$\left.\begin{aligned} f_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\,;\quad \varphi_1(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \psi_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\\ f_2(x)=0\,;\quad \varphi_2(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \psi_2(x)=0\\ f_3(x)=0\,;\quad \varphi_3(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \psi_3(x)=0\end{aligned}\right\}\quad(19)$$

$$\left.\begin{aligned} f_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\,;\quad \varphi_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\,;\quad \psi_1(x)=\text{arbitrară}\\ f_2(x)=0\,;\quad \varphi_2(x)=0\,;\quad \psi_2(x)=\text{arbitrară}\\ f_3(x)=0\,;\quad \varphi_3(x)=0\,;\quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\}\quad(20)$$

$$\left.\begin{aligned} f_1(x)=0;\quad \varphi_1(x)=0\,;\quad \psi_1(x)=0\\ f_2(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \varphi_2(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \varphi_2(x)=0\\ f_3(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \psi_3(x)=0\end{aligned}\right\}\quad(21)$$

$$\left.\begin{aligned} f_1(x)=0\,;\quad \varphi_1(x)=0\,;\quad \psi_1(x)=0\\ f_2(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \varphi_2(x)=0\,;\quad \psi_2(x)=\text{arbitrară}\\ f_3(x)=\text{arbitrară}\,;\quad \varphi_3(x)=0\,;\quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\}\quad(22)$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=-\frac{1}{\lambda};\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\quad \psi_1(x)=-\frac{1}{\lambda}\\ &f_2(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=0;\quad \psi_2(x)=\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\\ &f_3(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=\text{arbitrară};\quad \psi_3(x)=\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\end{aligned}\right\} \tag{23}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=-\frac{1}{\lambda};\quad \varphi_1(x)=-\frac{1}{\lambda};\quad \psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=\exp\cdot(ax+b);\quad \varphi_2(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_2(x)=0\\ &f_3(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\} \tag{24}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\qquad\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=0;\quad \varphi_2(x)=0;\quad \psi_2(x)=0\\ &f_3(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_3(x)=\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\end{aligned}\right\} \tag{25}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\qquad\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_2(x)=0\\ &f_3(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_3(x)=\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\end{aligned}\right\} \tag{26}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\qquad\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=0;\quad \psi_2(x)=\exp\left[-\frac{a}{4}x^2+b+c\right]\\ &f_3(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_3(x)=\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\end{aligned}\right\} \tag{27}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=0;\quad \psi_2(x)=\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\\ &f_3(x)=0;\quad \varphi_3(x)=0;\quad \psi_3(x)=0 \end{aligned}\right\} \tag{28}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_2(x)=0\\ &f_3(x)=0;\quad \varphi_3(x)=0;\quad \psi_3(x)=0 \end{aligned}\right\} \tag{29}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=r\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=-t\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\\ &\psi_2(x)=(r+t)\cdot\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\\ &f_3(x)=\lambda s\cdot\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=0;\quad \psi_3(x)=\lambda(s+tr+t^2)\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right) \end{aligned}\right\} \tag{30}$$

$$\left.\begin{aligned} &f_1(x)=\frac{1}{\lambda}[\exp(ax+b)-1];\quad \varphi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right)-1\right];\\ &\psi_1(x)=\frac{1}{\lambda}\left[\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)-1\right]\\ &f_2(x)=r\exp(ax+b);\quad \varphi_2(x)=-t\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\\ &\psi_2(x)=(r+t)\exp\left(-\frac{a}{4}x^2+b+c\right)\\ &f_3(x)=\lambda s\cdot\exp(ax+b);\quad \varphi_3(x)=\lambda(s+tr+t^2)\exp\left(\frac{a}{4}x^2-c\right);\quad \psi_3(x)=0 \end{aligned}\right\} \tag{31}$$

In soluțiile date mai sus, a, b, c, s, r, t, sînt constante arbitrare reale iar λ un parametru real $\lambda\neq 0$.

Cazul III : $\lambda \to \infty$.

Se împart ecuațiile sistemului (3) cu λ și se trece la limită cînd $\lambda \to \infty$ și se obține sistemul :

$$\left.\begin{aligned} 0&=\varphi_1(x+y)\cdot\psi_1(x-y)\\ 0&=\varphi_1(x+y)\cdot\psi_2(x-y)+\varphi_2(x+y)\cdot\psi_1(x-y)\\ 0&=\varphi_1(x+y)\cdot\psi_3(x-y)+\varphi_2(x+y)\cdot\psi_2(x-y)+\varphi_3(x+y)\cdot\psi_1(x-y)\end{aligned}\right\} \quad (32)$$

Atunci soluția generală, măsurabilă, reală a sistemului (32) care este soluție și pentru sistemul (3) va fi :

$$\left.\begin{aligned} &\varphi_1(x)=0\,; \quad \psi_1(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_1(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_2(x)=0\,; \quad \psi_2(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_2(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_3(x)=0\,; \quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\} \quad (33)$$

$$\left.\begin{aligned} &\varphi_1(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_1(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_1(x)=0\\ &\varphi_2(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_2(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_2(x)=0\\ &\varphi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_3(x)=0\end{aligned}\right\} \quad (34)$$

$$\left.\begin{aligned} &\varphi_1(x)=0\,; \quad \psi_1(x)=0\,; \quad f_1(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_2(x)=0\,; \quad \psi_2(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_2(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\} \quad (35)$$

$$\left.\begin{aligned} &\varphi_1(x)=0\,; \quad \psi_1(x)=0\,; \quad f_1(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_2(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_2(x)=0\,; \quad f_2(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\} \quad (36)$$

$$\left.\begin{aligned} &\varphi_1(x)=0\,; \quad \psi_1(x)=0\,; \quad f_1(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_2(x)=0\,; \quad \psi_2(x)=0\,; \quad f_2(x)=\text{arbitrară}\\ &\varphi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad \psi_3(x)=\text{arbitrară}\,; \quad f_3(x)=\text{arbitrară}\end{aligned}\right\} \quad (37)$$

Concluzie :

Pentru soluționarea ecuației funcționale (3) care conține nouă funcții măsurabile reale, de o variabilă reală și un parametru λ se deosebesc trei cazuri de rezolvare și anume :

Cazul I : $\lambda=0$, ceea ce reduce sistemul (3) la forma (3′) iar soluția generală, măsurabilă, reală e dată de (3″) unde apar nouă constante arbitrare reale.

Cazul II : $\lambda\neq 0$, sistemul (3) are soluția generală, măsurabilă, reală dată de formulele (9), (13) și (14′). In acest caz sistemul mai admite și soluțiile singulare date de formulele (17), (18), (19), (20), (21), (22), (23), (24), (25), (26), (27), (28), (29), (30), (31). In structura soluțiilor din cazul II sînt cuprinse constante arbitrare reale, constante și funcții arbitrare reale și funcții arbitrare reale.

Cazul III: $\lambda \to \infty$, sistemul se reduce la forma (32) iar soluția generală, măsurabilă, reală a sistemului (32) care este soluție și pentru sistemul (3) este dată de formulele (33), (34), (35), (36), (37). În structura acestei soluții apar funcții arbitrare reale.

BIBLIOGRAFIE

1. N. H. Abel, Méthode générale pour trouver des fonctions d'une seule quantité variable; Oeuvres complètes, 1, pp. 1—10.
2. H. Roșcău, Asupra ecuației funcționale $\psi(x+y)=f(xy)+\varphi(x-y)$; Lucrări științifice, Institutul Politehnic Cluj, 1960, pp. 43—45.
3. I. Stamate, Ecuații funcționale de tip Pexider, nota II-a; Buletinul științific al Institutului Politehnic din Cluj, 7 (1964) pag. 60—61.
4. A. Filipescu, Asupra unui sistem de ecuații funcționale care generalizează ecuația corelativă a ecuației funcționale a lui N. H. Abel, Mathematica (Cluj) sub tipar (1967).

О СИСТЕМЕ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ОБОБЩАЮЩИХ ФУНКЦИОНАЛЬНОЕ УРАВНЕНИЕ Н. Х. АБЕЛЯ

(РЕЗЮМЕ)

Автор рассматривает системы функциональных уравнений (3) в следующих трех случаях:

Случай I. $\lambda=0$, система допускает общее действительное соизмеримое решение (3″).

Случай II, $\lambda\neq 0$, система допускает общее действительное соизмеримое решение (9), (13), (14′), а также особые решения (17), (18), (19), (20), (21), (22), (23), (24), (25), (26), (27), (28), (29), (30), и (31).

Случай III. $\lambda\to\infty$, система допускает общее действительное соизмеримое решение (33), (34), (35), (36), (37).

Отмечаем, что в строении решений по вышеуказанным случаям для системы III. появляются произвольные действительные постоянные, постоянные, произвольные и постоянные действительные функции, а также произвольные действительные функции.

ÜBER EIN SYSTEM VON FUNKTIONALGLEICHUNGEN, WELCHE DIE N. H. ABEL'SCHE FUNKTIONALGLEICHUNG VERALLGEMEINERT

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Verfasser untersucht das Funktionalgleichungssystem (3) in folgenden drei Fällen:

I. Fall: $\lambda=0$, die allgemeine, messbare, reelle Lösung des Systems wird durch (3″) ausgedrückt.

II. Fall: $\lambda \neq 0$, die allgemeine, messbare, reelle Lösung des Systems wird durch (9), (13), (14′) ausgedrückt, während die singulären Lösungen durch (17), (18), (19), (20), (21), (22), (23), (24), (25), (26), (27), (28), (29), (30), (31) ausgedrückt sind.

III. Fall: $\lambda \to \infty$, die allgemeine, messbare, reelle Lösung des Systems ist durch (33), (34), (35), (36), (37) ausgedrückt.

Es muss noch betont werden, dass die allgemeinen Lösungen in den angeführten Fällen reelle beliebige Konstanten und reelle beliebige Funktionen enthalten.

AUTOCOD ŞI TRANSLATOR *)

DE

D. FARCAŞ, G. GAVRILESCU, ŞT. MARUŞTERU

Dificultăţile programării manuale au impus găsirea unor limbaje algoritmice mai mult sau mai puţin complexe, care să elimine în special domeniile de rutină ale elaborării unui program (atribuiri de adrese în memorie, controlul ciclărilor etc.). Astfel de limbaje algoritmice sau autocoduri au căpătat la ora actuală o răspîndire universală. Dificultatea introducerii acestui mod de programare la calculatoarele mici constă în special în lipsa numărului necesar de adrese care să cuprindă programul care efectuează translatarea din limbajul algoritmic în cod maşină, în viteza mică de translatare şi în unele cazuri în lipsa unei introduceri alfanumerice.

Deşi calculatorul MECIPT-1 de la Centrul de calcul al Institutului politehnic Timişoara are o memorie de capacitate mică (1024 adrese) şi o viteză redusă (50 operaţii pe secundă) avînd introducere şi extragere alfanumerică, s-a putut adopta o soluţie de compromis, constînd din elaborarea unui program translator care dă posibilitatea scrierii programelor într-un mod apropiat de un limbaj algoritmic obişnuit, cu excepţia expresiilor aritmetice care se programează în cod maşină cu adrese simbolice.

De asemenea, datorită capacităţii reduse a memoriei şi a faptului că MECIPT-1 nu are virgulă mobilă cablată, a trebuit să ne mărginim la expresii în virgulă fixă.

1. SIMBOLURI

Introducerea datelor în calculatorul MECIPT-1 se face cu ajutorul unei benzi perforate cu cinci canale, într-un cod propriu. Datorită existenţei a numai 32 combinaţii posibile, unele caractere au fost investite cu mai multe semnificaţii, ceea ce dă o caracteristică specială construirii translatorului. Caracterele de pe bandă pot avea, în funcţie de împrejurări, unul din următoarele tipuri de semnificaţii :

*) Lucrare comunicată la sesiunea de comunicări ştiinţifice în domeniul calculatoarelor electronice, I. P. Timişoara, 26—27 mai 1967.

1. Cifre în baza 32 (corespunzătoare celor 5 biţi din rîndul perforat, socotind o perforaţie 0 şi un loc neperforat 1).

2. Litere (conform unui cod intern MECIPT-1).

3. Semne de punctuaţie.

4. Simboluri folosite la diverse programe de introducere.

Lista celor patru tipuri de simboluri este următoarea :

Tabelul 1

1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
0	sp			12	I	;		23	T	:	MS
1	A			13	J	(		24	T		TE
2	Ă			14	K	<		25	U		ME
3	B			15	L	⩾		26	V		SB
4	C			16	M	≠		27	X		AI
5	D			17	N	=		28	Y		ZI
6	Z			18	O	*		29	Q		FZ
7	E			19	P	↑		30	W		BI
8	F			20	R	/		31			
9	G			21	S	−					
10	H	,		22	Ş	+					
11	I	)									

2. IDENTIFICATORI

Identificatorii în autocodul MECIPT-1 (ACM-1) sînt de următoarele tipuri :

a) **Identificatori de variabile,** care pot fi la rîndul lor de trei feluri :

I. *Adrese reale* (sau pseudoadrese) folosirea cărora este permisă numai în instrucţii scrise în cod maşină, ex. 0151.

II. *Variabile fără indice,* formate dintr-una din literele B C D E F G H I J K L M N P Q R S T U V X Y Z urmată de o cifră între 1 şi 9 inclusiv ; literele I, J, K, L, M, N se folosesc obligatoriu pentru variabile întregi, iar celelalte pentru variabile fracţionare. Ex. Q7, N1.

III. *Variabile cu indice,* formate dintr-o literă urmată de „/" şi de două caractere ale unei variabile fără indice, de tip întreg. Adresa unei astfel de variabile se calculează adunînd la adresa corespunzătoare primei litere presupusă cu indicele 1, valoarea variabilei de tip întreg din dreapta semnului „/". Ex. V/I2.

b) **Identificatori de referinţe** (Pe scurt „referinţe" sau „etichete"), au rolul de a marca o adresă din program. O referinţă constă dintr-un număr întreg zecimal, obligatoriu perforat cu două cifre, cuprins între 0 şi 31 inclusiv, precedat de simbolul „*" (deci în total trei caractere perforate). Ex. *09.

c) **Identificatori de subprograme standard.**

Translatorul are în evidență o listă de 13 subprograme standard.

RAD — radical de ordinul doi
LON — logaritm natural din numere subunitare
EXP — exponențială din numere subunitare
RDC — transformarea unui unghi din radiani în unități de cerc
SXC — transformarea unui unghi din grade sexagesimale întregi în unități de cerc
SIN — sinus dintr-un unghi în unități de cerc
COS — idem cosinus
TAN — idem tangentă supra 100
ASI — arc sinus
ACO — arc cosinus
ATN — arc tangentă, rezultatele apar în radiani
SHI — sinus hiperbolic
CHI — cosinus hiperbolic
THI — tangentă hiperbolică

Această listă la nevoie poate fi completată sau schimbată la maximum 16 subprograme. Apelul la aceste subprograme se face cu instrucția 35 (salt cu revenire), urmat de identificatorul de subprograme standard. Acest identificator este compus din 4 caractere, dintre care primul este simbolul „ : " iar următoarele 3 constituie titlul subprogramului. Se presupune că valoarea variabilei asupra căreia acționează subprogramul se află în registrul acumulator (respectiv în celule dinainte stabilite). Rezultatele apar de asemenea în registrul acumulator (și dacă e cazul în registrul I). Ex. O1 B1 35 : SIN. Nu se admit subprograme recursive.

3. STRUCTURA LIMBAJULUI

Un program perforat pe bandă în autocod MECIPT-1 este o succesiune de rînduri. Rîndurile sînt de următoarele tipuri :

a) Blanc (un caracter, corespunzător numărului 31).

b) Zero (un caracter).

c) Un cuvînt instrucție de forma : + C_1 A_1 C_2 A_2 unde C_1, C_2 sînt coduri ale calculatorului MECIPT-1 în octal, iar A_1, A_2 identificatori.

d) O referință (etichetă).

e) Un cuvînt standard, urmat eventual de anexa cuvîntului standard.

Nu există nici o restricție cu privire la regula de succesiune a rîndurilor, afară de cele precizate mai jos în cazul ciclării și al cuvîntului „STOP".

4. CUVINTE INSTRUCȚIE

Cuvintele instrucție la MECIPT-1 sînt formate din două instrucții de tipul instrucțiilor cu o adresă.

În locul adreselor se pot folosi identificatori cu restricția că variabilele cu indice nu se pot folosi decît în instrucția 1. De exemplu expresia aritmetică :

$$E_1 = \frac{\sqrt{2x_1 + y_i}}{x_2}$$

se poate transcrie în program sub forma :

```
+ 01  X1  23  0001
+ 05  Y/I1 35 : RAD
+ 13  X2  26  E1
```

Semnul „+" înaintea fiecărui cuvînt instrucție este obligatoriu.

Codurile instrucțiilor folosite la MECIPT-1 sînt următoarele :

00 — X oprire cu salt la instrucția următoare
01 — X citește în S ; $(X) \to S$
02 — X citește în S cu semn schimbat ; $-(X) \to S$
03 — X citește în S modulul ; $|(X)| \to S$
04 — X citește în S modulul negativ $-|(X)| \to S$
05 — X adunare ; $(S)+(X) \to S$
06 — X scădere ; $(S)-(X) \to S$
07 — X adună modulul ; $(S)+|(X)| \to S$
10 — X scade modulul ; $(S)-|(X)| \to S$
11 — X înmulțire ; $(S) \times (X) \to S$ și I
12 — X înmulțire cu rotunjire ; $(S) \times (X) \to S$
13 — X împărțire ; (S. I) : (X) cîtul → I, restul → S
14 — X adună la memorie ; $(S)+(X) \to S, X$
15 — X salt necondiționat la X
16 — X salt la X dacă $(S) < 0$
17 — X salt la X dacă $(S) \geqslant 0$
20 — X salt la X dacă $(S) \neq 0$
21 — n deplasare lungă stînga cu n poziții
22 — n deplasare lungă dreapta cu n poziții
23 — n deplasare scurtă stînga cu n poziții ; $(S) \cdot 2^n \to S$
24 — n deplasare scurtă dreapta cu n poziții ; $(S) \cdot 2^{-n} \to S$
25 — X memorează din S ; $(S) \to X$

26 — X memorează din I ; (I) → S, X
27 — X citește în I ; (X) → I
30 — X execută comanda următoare (instrucția vidă)
31 — X înmulțire logică ; (S_l) & $(X_l) \rightarrow S_l$
32 — 0151 trece I în S ; (I) → S
32 — 0136 tipărește cifra corespunzătoare lui $S_0\, S_1\, S_2\, S_3$
32 — 0133 tipărește litera corespunzătoare lui $S_0\, S_1\, S_2\, S_3\, S_4$
32 — 0111 pune în funcție automatul D.C.R.
32 — 0134 scoate din funcție automatul D.C.R.
33 — X citește un rînd de bandă perforată în X
34 — X salt la X în caz de D.C.R.
35 — X salt la X cu revenire.

5. CUVINTE STANDARD

Cuvintele standard se pot perfora cu numărul dorit de litere, urmate în mod obligatoriu de „ : “. Numai primele trei litere sînt luate în considerare. (Se evită folosirea literei „Ț“ care se confundă cu „ : “). Eventuala anexă a cuvîntului standard urmează nemijlocit după „ : “ și se termină prin „ ; “.

Cuvintele standard folosite în autocodul MECIPT-1 sînt următoarele :

a) **Declarare.** Se folosește pentru a declara limita superioară a variabilelor cu indice și a subprogramelor necesare dar care nu apar explicit în textul programului (subprograme la care se face apel din alte subprograme). Limitele superioare sînt indicate în anexa cuvîntului standard cu ajutorul părții literale a identificatorului respectiv, urmat de numărul de celule rezervate (scris cu ori cîte cifre vrem). Subprogramele se declară prin respectivii identificatori de subprograme. Între indicatorii de limite superioare, respectiv identificatori de subprograme, se pune semnul „*“ ; după ultimul se pune semnul „ ; “. Ex. *Declarare :* V100* N16 * : RAD ;

b) **Atribuiri.** În ACM-1 există o singură modalitate de a atribui unei variabile o valoare numerică și anume în momentul translatării. Aceste valori numerice se scriu cu un număr dat n de cifre, fiind interpretate după tipul variabilei fie ca numere întregi, fie ca cifrele din dreapta virgulei ale unui număr subunitar. Numărul n se indică între paranteze imediat la dreapta semnului „ : “. În continuare în anexă se trec expresii de atribuire sub forma unor egalități în care partea stîngă reprezintă o variabilă fără indice, iar partea dreaptă numărul precedat de semn. Expresiile de atribuire sînt despărțite prin „*“ și după ultimul se pune „ ; “. Ex. :

Atribuiri : (3)C1 = —625*I1 = +025*12 = +001 ; în care caz la adresa variabilei C1 va fi memorat nr. —0,625 iar la adresele variabilelor I1, I2 vor fi memorate numerele (întregi) $25 \cdot 2^{-30}$ respectiv $1 \cdot 2^{-30}$.

c) **Ciclează, iterează, reia.** Aceste cuvinte standard sînt folosite la automatizarea procesului de ciclare. Într-un program scris în ACM-1 nr. cuvintelor CICLEAZĂ (sau ITEREAZĂ) trebuie să fie egal cu cel al cuvintelor

REIA, primele avînd rol analog cu parantezele deschise iar cel din urmă cu parantezele închise din expresiile aritmetice. Porţiunea ciclată se situează între cuvîntul CICLEAZĂ (sau ITEREAZĂ) şi cuvîntul REIA corespunzător. În interiorul unei porţiuni ciclate se poate plasa un alt ciclu (de ordin superior). Socotind primul ciclu întîlnit în program de ordinul 1, ordinul maxim admis este 5.

Cuvîntul „CICLEAZĂ" serveşte fie pentru a construi un ciclu în care variabila se măreşte cu un pas oarecare, fie pentru a construi un ciclu cu readresare. În acest sens se face o distincţie între cazurile cînd variabila ciclată este sau nu de tip întreg. Anexa cuvîntului „CICLEAZĂ" este formată din variabila ciclată (variabilă fără indice), urmată de semnul „=" şi de trei variabile fără indice, despărţite prin „ : ", semnificînd în ordine valoarea iniţială a variabilei ciclate, pasul, obligatoriu pozitiv, şi valoarea maximă. În cazul că diferenţa dintre valoarea maximă şi cea iniţială nu este un multiplu exact al pasului, ciclul se efectuează şi pentru prima valoare mai mare decît valoarea maximă. În caz că variabila ciclată este de tip întreg este obligatoriu ca şi celelalte trei mărimi să fie de tip întreg. Dacă este cazul, acest tip de variabilă se poate înlocui prin perforarea unui 0 sau 1. Ex. se admite să se scrie :

CICLEAZĂ : X1=C1 : C2 : C3 ;
CICLEAZĂ : Z7=N1 : I5 : I9 ;
CICLEAZĂ : J1=0 : 1 : N4 ;

Este greşit să se scrie :

CICLEAZĂ : B1=0 : B2 : B3 ;
CICLEAZĂ : N2=C5 : I7 : I6 ;

Cuvîntul „ITEREAZĂ" permite reluarea ciclică a unei porţiuni de program atît timp cît o relaţie dată între două variabile este satisfăcută. Această relaţie constituie anexa cuvîntului „ITEREAZĂ" şi se scrie cu ajutorul a două variabile fără indice între care se găseşte unul dintre semnele „<", „$\geqslant$", „$\neq$ ". ex, ITEREAZĂ : X1 $\geqslant$ E2 ;

Cuvîntul REIA nu are nici o anexă.

d) **Tipăreşte, format, interval, rînd.**

Pentru tipărirea unor variabile (ca număr subunitar sau întreg, în funcţie de tipul variabilei) se foloseşte cuvîntul standard „TIPĂREŞTE" în anexa căruia sînt trecute variabilele (fără indice) în ordinea în care urmează să se facă tipărirea. Variabilele sînt despărţite prin „*" şi după ultima se pune „ ; ". Ex.

TIPĂREŞTE : X1*N1*N2 ;

Valoarea unei variabile de tip întreg se tipăreşte ca număr întreg. Înainte de o tipărire este necesară stabilirea formatului de tipărire. Aceasta constă din trei numere în anexa cuvîntului „FORMAT" despărţite prin „ , "

prin care se indică în ordine: numărul de numere pe un rînd (obligatoriu cu două cifre), numărul de cifre înaintea virgulei zecimale și numărul de cifre după virgulă, (cu cîte o cifră în funcție de coeficientul de scară utilizat și avînd în vedere că suma lor nu poate depăși 9). Ex. Pentru a pregăti tipărirea unui tabel de forma:

0,25 3,74 —1,11
3,24 —1,75 2,83
. . . . . .

Se va scrie în program:

FORMAT: 03, 1, 2;

Formatul de tipărire are efect în egală măsură asupra numerelor întregi și subunitare.

In mod obișnuit între două numere mașina de scris bate două intervale dacă numărul al doilea este pozitiv sau un interval și „—" dacă numărul al doilea este negativ. La dorință între două numere se pot bate în plus n intervale utilizînd cuvîntul „INTERVAL". Anexa cuvîntului este compusă dintr-un singur caracter indicînd n intervale. Ex.:

INTERVAL: 5;

Dacă dorim să întoarcem carul înainte de terminarea rîndului vom folosi cuvîntul

RIND: 0;

Dacă dorim să sărim peste n rînduri se va utiliza cuvîntul:

RIND: n.

e) **Citire.** Dacă dorim ca programul translatat să citească pe bandă un șir de numere și să le memoreze la adrese succesive începînd de la adresa unei variabile date, acest lucru se poate realiza indicînd în anexa cuvîntului: CITIRE: variabila respectivă (fără indice). Numerele de pe bandă se perforează conform convențiilor programului de introducere, adică precedate de simbolul Q pentru numere subunitare sau Y pentru întregi, urmat de numărul de cifre, și avînd la sfîrșit în mod obligatoriu simbolurile V și O.

In caz că dorim să facem mai multe citiri succesive se trec în anexă identificatorii tuturor variabilelor inițiale, despărțite prin *.

De ex. pentru a memora de pe bandă următoarele numere:

V1=0,25

V2=0,5

V3=—0,5

N7=100

se va scrie în program:

CITIRE: V1*N7;

iar pe banda cu date se va perfora :

Q2+25+50—50V0 Y3+100V0.

După fiecare V0 se poate lăsa pe bandă blanc.

f) **Stop.** Cuvîntul STOP se utilizează o singură dată într-un program, fiind ultimul rînd din program. Este obligatorie terminarea oricărui program prin STOP. Cuvîntul STOP nu are anexă.

6. TRANSLATAREA PROGRAMELOR

Pentru a putea translata un program se cere ca în memoria calculatorului MECIPT-1 să fie introduse :

Programul de introducere-extragere INEX-1, care ocupă adresele 0000—0277 şi translatorul ACM-1 aflat în adresele 0500—1776. Un program perforat pe bandă în autocod ACM-1 se citeşte de două ori consecutiv, pînă la STOP, prima citire fiind pornită de la adresa 0600 iar a doua prin apăsarea butonului (automat) din poziţia în care s-a oprit după prima citire, sau de la 0601.

In prima etapă translatorul trece în revistă identificatorii, cuvintele standard şi detectează erorile de convenţie terminînd prin a aloca spaţiu în memorie pentru programul care urmează să fie translatat (de la 0300 în sus) urmat de locul destinat procedurilor şi variabilelor, ataşînd la sfîrşit fiecărui identificator adresa reală corespunzătoare. In etapa a doua are loc translatarea propriu-zisă, programul translatat fiind înscris în memorie şi extras la maşina de scris în baza 8 şi 32. La dorinţă programul poate fi numai memorat sau numai extras. Dacă e cazul la sfîrşitul translatării se citeşte banda SB-1 conţinînd biblioteca de subprograme din care translatorul reţine procedurile folosite sau declarate în program.

7. DESCRIEREA TRANSLATORULUI

Schema logică a programului translator are o structură relativ simplă. Programul principal, (fig. 1) după iniţializări (fig. 2) analizează rînd cu rînd informaţia de pe bandă şi în funcţie de natura acestui rînd (blanc, cuvînt instrucţie, cuvinte standard, etc.) trimite controlul pe ramura de program corespunzătoare. După terminarea citirii unui rînd programul se întoarce la conectorul R, fiind pregătit pentru citirea unui nou rînd. Pentru rapiditatea translatării cuvintelor instrucţie, după fiecare cuvînt instrucţie prima ipoteză verificată este dacă nu cumva şi următorul rînd este un cuvînt instrucţie. In acest scop în programul principal există conectorul P.

In afară de blanc şi zero, a căror analiză se face exhaustiv în programul principal, fiecărui tip de rînd, respectiv cuvînt standard, îi corespunde o ramură în translator. In afara acestor ramuri, translatorul mai conţine o serie de subprograme, dintre care cel mai important este subprogramul 1—2 (fig. 3) destinat citirii unui identificator. Pentru rapiditatea translatării adreselor literare prima presupunere examinată este că identificatorul este o variabilă literară. In acest scop primul caracter este transmis la o listă de decodificare (dispusă în memorie, începînd de la adresa notată ALF). Numai

dacă se constată că identificatorul este de altă natură atunci se examinează în ordine cazurile : adresa reală, procedură, referință. În prima etapă, acest subprogram analizează în special respectarea convențiilor limbajului și declară identificatorii întîlniți. In etapa a doua subprogramul furnizează în

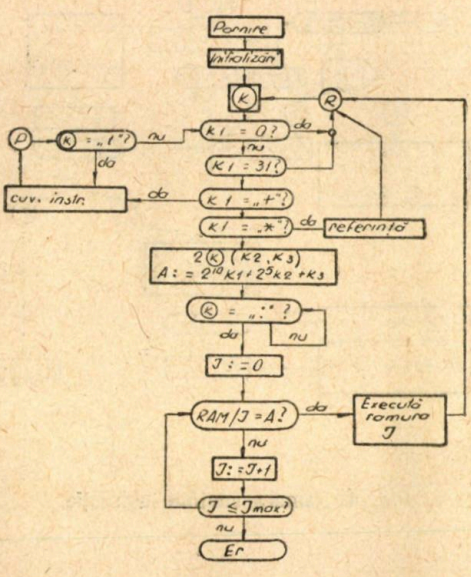


Fig. 1. Translatorul — programul principal.

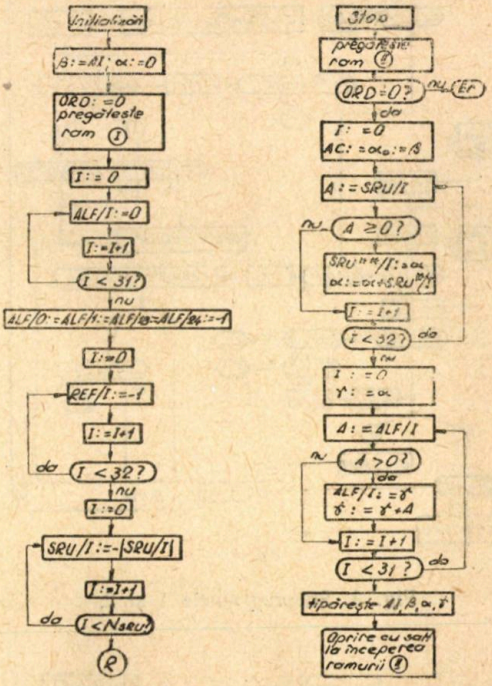


Fig. 2. Inițializările și ramura STOP.

registrul acumulator (S) adresa reală corespunzătoare identificatorului respectiv, (în cazul procedurilor, prima adresă, care este obligatoriu și adresa de intrare, a procedurii).

Un alt program important este subprogramul de tipărire și memorare la adresa curentă a unui cuvînt instrucție. La acest subprogram se face apel numai în etapa a doua.

Alte subprograme furnizează în S adresă curentă, determină dacă o variabilă este de tip întreg sau nu, împachetează anumite grupuri standard de cuvinte instrucție etc.

La ciclări instrucțiile de modificare a mărimii ciclate de verificare și decizie pentru eventuala reluare a ciclului se dispun, în programul translatat, la sfîrșitul ciclului (fig. 4). Ele sînt stocate temporar într-un șir de celule de lucru și scoase de acolo la apariția cuvîntului REIA corespunzător (fig. 5). Readresările se fac prin simularea indexării și se analizează în cadrul ramurii cuvîntului instrucție (fig. 6). Citirile și tipăririle fac apel la programul INEX-1, care trebuie să rămînă în memorie în continuare, după terminarea translatării.

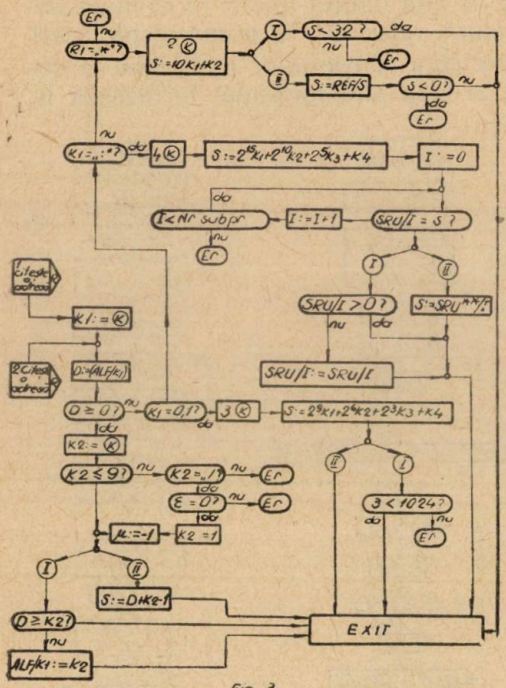


Fig. 3. Subprogramele 1 şi 2.

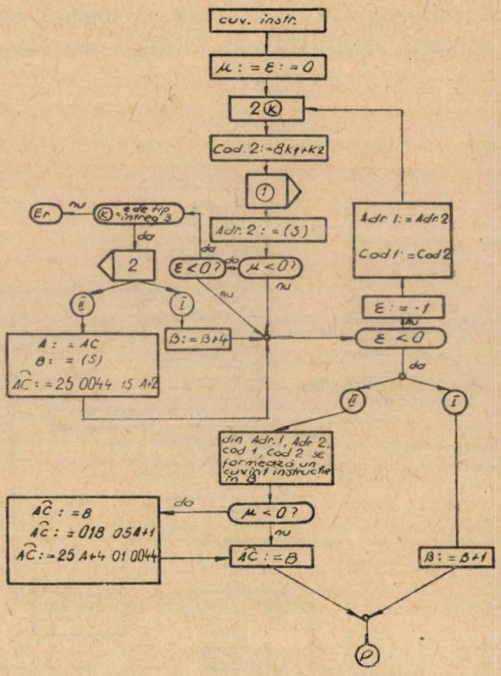


Fig. 4. Ramura cuvinte instrucţie.

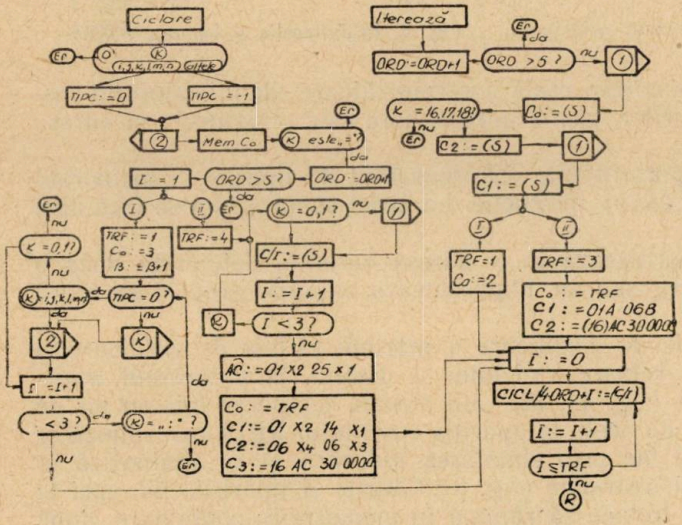


Fig. 5. Ramura CICLEAZA şi ITEREAZA.

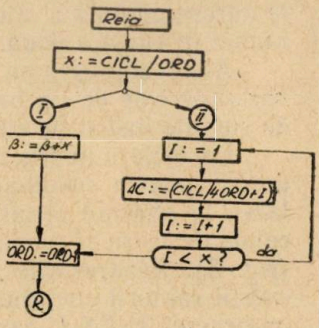


Fig. 6. Ramura REIA.

8. EXEMPLU DE PROGRAMARE IN AUTOCOD

Pentru a ilustra modul de întocmire a unui program în autocod, vom da un program care calculează rădăcinile numerelor întregi dintre 0 și 25, fără ajutorul subprogramelor de bibliotecă.

Notăm cu I1 numărul din care se extrage radicalul. Acest număr se va împărți la 100, din motive de reducere la scară. Rădăcina va fi X2, tipărită cu virgula fixată după prima cifră. N1 e eroarea admisă (2^{-30}) iar D1 diferența dintre două valori succesive ale iterației ($D1 < 0$).

Algoritmul este cel binecunoscut, al lui Newton:

$$x_{n+1} = x_n + \Delta x_n$$

$$\Delta x_n = \frac{1}{2}\left(\frac{y}{x_n} - x_n\right).$$

Programul, în ACM-1 va fi:

```
ATRIBUIRI : (9)B1 = +999999999 ;
ATRIBUIRI : (3)N1 = —001*N2 = +025*N3 = +100 ;
CICLEAZĂ : I1 = 0 : 1 : N2 ;
+ 01 I1 27 0000
+ 13 N3 26 Y1
+ 01 B1 25 X1
+ 01 0000 25 D1
ITEREAZĂ : D1 < N1 ;
+ 01 D1 14 X1
+ 01 Y1 27 0000
+ 13 X1 32 0151
+ 06 X1 24 0001
+ 25 D1 30 0000
REIA :
FORMAT : 02, 2, 0 ;
TIPĂREȘTE : I1 ;
FORMAT : 02, 1, 7 ;
TIPĂREȘTE : X1 ;
REIA :
STOP :
```

9. CONCLUZII

Acest autocod, împreună cu translatorul, aflate în folosire la MECIPT-1, constituie primele de acest fel executate pentru un calculator construit în țară. Ele prezintă interes atît pentru ușurarea procesului de programare, în special pentru specialiștii din alte domenii, cît și pentru studenții de la secția de calculatoare electronice de la I.P.T., pentru care lucrările de laborator asupra acestui autocod pot constitui o bună introducere în programarea automată.

АВТОКОД И ТРАНСЛЯТОР БЕЗ АРИФМЕТИЧЕСКИХ ВЫРАЖЕНИЙ, ДЛЯ ЭЛЕКТРОННОЙ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ MECIPT-I

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводится описание автокода ACM-I и транслятора, разработанных коллективом Вычислительного центра Тимишорского политехнического института, для электронной вычислительной машины MECIPT-I.

Автокод автоматизирует выдачу адреса, цикличность, чтение, печатание, вызов по подпрограмме, но благодаря малой способности запоминающего устройства, арифметические выражения следует писать по машинному коду.

Работа может служить в качестве пособия для желающих усвоить технику програмирования по ACM-I.

AUTOCODE AND TRANSLATOR, WITHOUT ARITMETICAL EXPRESSIONS, FOR THE COMPUTER MECIPT-1

(SUMMARY)

In this work the autocode ACM-1 and its translator program are described, worked out by a collective of the Computing Center of the Polytechnic Institute of Timişoara, for the electronic digital computer MECIPT-1. This autocode automatizes the allocation of memory adresses, the cycles, the input and output statements, the subprogramming ; but the arithmetic expressions are necessary to be written in machine code, owing to the small capacity of the MECIPT-1 computer's memory (1024 cells).

ASUPRA MIȘCĂRII UNUI VIBRATOR SIMPLU REZEMAT PE LIMITATOR

DE

I. GROȘANU

Este cunoscut că în multe probleme practice unde se folosesc vibratoare mecanice, se poate considera vibratorul simplu rezemat pe limitator. Limitatoarele unui asemenea vibrator pot fi presupuse elastice sau rigide. Mișcările vibratorului simplu rezemat pe limitator elastic, cu și fără masă proprie, au fost analizate presupunînd, de obicei, că amortizările limitatorului se pot neglija. Aici se analizează mișcările periodice stabile ale unui vibrator (fig. 1) simplu rezemat pe un limitator cu masa proprie neglijabilă format dintr-un resort cu constanta elastică k și un element de amortizare vîscoasă avînd constanta c.

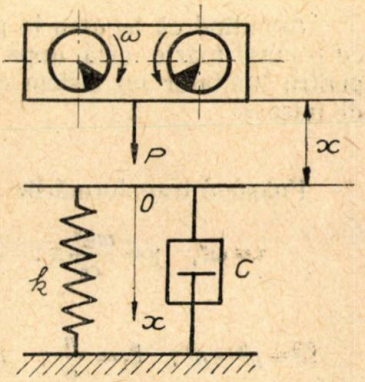


Fig. 1

1. ECUAȚIILE DE MIȘCARE

Considerînd schema de principiu din figura 1, vibratorul de masă m, simplu rezemat pe limitator este acționat, pe direcția de mișcare, de forța constantă P, și de forța perturbatoare $F(t)=F_0 \sin(\omega t+\varphi_0)$ produsă de masele excentrice. În funcție de parametrii sistemului este posibil ca vibratorul să păstreze în tot decursul mișcării contactul cu limitatorul. Acest caz de mișcare se realizează atunci cînd amplitudinea A a mișcării forțate staționare este mai mică, sau egală, cu săgeata statică δ a limitatorului, produsă de forța constantă P, deci atunci cînd este satisfăcută relația

$$|A| \leqslant \delta. \tag{1.1}$$

Dacă această relație nu este satisfăcută, atunci este posibil ca mișcările vibratorului să se realizeze cu salturi periodice, sau neperiodice de pe limitator, caz în care contactul vibrator-limitator se întrerupe la anumite inter-

vale de timp. Funcţionarea vibratorului cu salturi de pe limitator se realizează atunci cînd parametrii sistemului sînt de aşa natură încît să avem îndeplinită condiţia

$$|A| > \delta. \tag{1.2}$$

Pentru acest caz vom analiza numai mişcările la care salturile de pe limitator se realizează periodic cu perioada

$$T = \frac{2\pi}{\omega} j, \quad j = 1, 2, 3, \ldots \tag{1.3}$$

în ipoteza că contactul cu limitatorul are loc întotdeauna la o anumită valoare x_0, măsurată din poziţia nedeformată a resortului.

Alegem originea O în poziţia nedeformată a resortului şi notînd cu x deplasarea vibropercutorului în contact cu limitatorul, cu x_1 deplasarea vibratorului cînd contactul cu limitatorul este întrerupt şi cu x_2 deplasarea comună a capătului resortului şi elementului de amortizare. Cu aceste observaţii ecuaţia de mişcare a vibratorului în contact cu limitatorul va fi

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = P + F_0 \sin(\omega t + \varphi_0) \tag{1.4}$$

şi ecuaţia de mişcare a vibratorului cînd contactul este întrerupt este

$$m\ddot{x}_1 = P + F_0 \sin(\omega t + \varphi_0). \tag{1.5}$$

Admiţînd că legarea în paralel a elementelor limitatorului se realizează cu o masă foarte mică, după întreruperea contactului cu vibratorul, obţinem pentru limitator un sistem cu o jumătate grad de libertate, avînd ecuaţia de mişcare

$$c\dot{x}_2 + kx_2 = 0 \tag{1.6}$$

Folosind transformările

$$\tau = \omega t, \quad y = \frac{m\omega^2}{F_0} x; \quad 2n = \frac{c}{m}, \quad p^2 = \frac{k}{m}; \quad P_0 = \frac{P}{F_0}; \quad \xi = \frac{\Omega}{\omega} \tag{1.7}$$

$$\Omega^2 = p^2 - n^2; \quad \xi_1 = \frac{n}{\omega}; \quad r = \frac{p}{\omega}; \quad \xi_2 = \frac{k}{mc}; \quad y_1 = \frac{m\omega^2}{F_0} x_1; \quad y_2 = \frac{m\omega^2}{F_0} x_2.$$

ecuaţiile de mişcare devin

$$\ddot{y} + 2\xi_1 \dot{y} + r^2 y = P_0 + \sin(\tau + \varphi_0) \tag{1.7a}$$

$$\ddot{y}_1 = P_0 + \sin(\tau + \varphi_0) \tag{1.8}$$

$$\dot{y}_2 + \xi_2 y_2 = 0; \quad \dot{y}_2 = \frac{dy_2}{d\tau}. \tag{1.9}$$

Soluţia generală a ecuaţiei (1.7) este:

$$y = e^{-\xi\tau}(A_0 \cos \xi\tau + B_0 \sin \xi\tau) + A_1 \sin(\tau + \varphi_0 + \psi) + \frac{P_0}{r} \tag{1.10}$$

unde

$$A=\frac{1}{\sqrt{(1-r^2)^2+4\xi_1^2}};\quad \operatorname{tg}\psi=\frac{2\xi_1}{1-r^2}. \tag{1.11}$$

Ținînd seama de notațiile folosite relația (1.2) devine

$$P_0<\left|\frac{r^2}{\sqrt{(1-r^2)^2+\varepsilon^2r^2}}\right|;\quad \varepsilon=\frac{2n}{p}. \tag{1.12}$$

Soluțiile generale ale ecuațiilor (1.8) și (1.9) sînt:

$$y_1=\frac{P_0\tau^2}{2}-\sin(\tau+\varphi_0)+c_0\tau+D_0 \tag{1.13}$$

$$y_2=E_0e^{-\xi_2\tau}. \tag{1.14}$$

Pentru determinarea constantelor de integrare considerăm condițiile

$$\tau=0;\quad y=y_0;\quad \dot{y}=\dot{y}_0 \tag{1.15}$$

cu care soluția (1.10) devine

$$y=a_1y_0+b_1\dot{y}_0+c_1\sin\varphi_0+d_1\cos\varphi_0+e_1P_0 \tag{1.16}$$

și deci

$$\dot{y}=\dot{a}_1y_0+\dot{b}_1\dot{y}_0+\dot{c}_1\sin\varphi_0+\dot{d}_1\cos\varphi_0+\dot{e}_1P_0 \tag{1.17}$$

unde

$$a_1=\frac{e^{-\xi_1\tau}}{\xi}(\xi\cos\xi\tau+\xi_1\sin\xi\tau);\quad b_1=\frac{\xi_1e^{-\xi_1\tau}}{\xi}\sin\xi\tau$$

$$c_1=\frac{A_1e^{-\xi_1\tau}}{\xi}[(\sin\psi-\xi_1\cos\psi)\sin\xi\tau-\xi\cos\psi\cos\xi\tau]+A_1\cos(\tau+\psi) \tag{1.18}$$

$$d_1=-\frac{A_1e^{-\xi_1\tau}}{\xi}\left[\xi\sin\psi\cos\xi\tau+(\xi_1\sin\psi+\cos\psi)\frac{\sin\xi\tau}{\xi}\right]+A_1\sin(\tau+\psi)$$

$$e_1=-\frac{e^{-\xi_1\tau}}{r\xi}(\xi\cos\xi\tau+\xi_1\sin\xi\tau)+\frac{1}{r}$$

iar $\dot{a}_1$, $\dot{b}_1$, $\dot{c}_1$, $\dot{d}_1$ și $\dot{e}_1$ reprezintă derivatele acestor mărimi în raport cu τ.

Notînd cu τ_1 momentul desprinderii vibratorului de limitator, soluțiile (1.13) și (1.14) sînt considerate pe intervalul $\tau_1\leqslant\tau\leqslant2\pi j$. Pentru determinarea constantelor de integrare care intervin în aceste soluții folosim condițiile

$$\tau=2\pi j;\quad y_1(2\pi j)=y_2(2\pi j)=y_0;\quad \dot{y}_1(2\pi j)=\dot{y}_0 \tag{1.19}$$

Cu aceste condiții primim

$$y_1=a_2y_0+b_2\dot{y}_0+c_2\sin\varphi_0+d_2\cos\varphi_0+e_2P_0 \tag{1.20}$$

$$\dot{y}_1=\dot{b}_2\dot{y}_0+\dot{c}_2\sin\varphi_0+\dot{d}_2\cos\varphi_0+\dot{e}_2P_0 \tag{1.21}$$

$$y_2=y_0e^{-\xi_2(\tau-2\pi j)} \tag{1.22}$$

unde

$$a_2=1\,;\quad b_2=\tau-2\pi j\,;\quad c_2=1-\cos\tau\,;\quad d_2=\tau-2\pi j-\sin\tau\,; \tag{1.23}$$

$$e_2=\frac{(\tau-2\pi j)^2}{2}\,.$$

În momentul desprinderii vibratorului de limitator, cînd $\tau=\tau_1$ avem

$$a_1(\tau_1)y_0+b_1(\tau_1)\dot{y}_0+c_1(\tau_1)\sin\varphi_0+d_1(\tau_1)\cos\varphi_0+e_1(\tau_1)P_0=y^{(12)} \tag{1.24}$$

$$a_2(\tau_1)y_0+b_2(\tau_1)\dot{y}_0+c_2(\tau_1)\sin\varphi_0+d_2(\tau_1)\cos\varphi_0+e_2(\tau_1)P_0=y^{(12)} \tag{1.25}$$

$$\dot{a}_1(\tau_1)y_0+\dot{b}_1(\tau_1)\dot{y}_0+\dot{c}_1(\tau_1)\sin\varphi_0+\dot{d}_1(\tau_1)\cos\varphi_0+\dot{e}_1(\tau_1)P_0=\dot{y}^{(12)} \tag{1.26}$$

$$\dot{b}_2(\tau_1)\dot{y}_0+\dot{c}_2(\tau_1)\sin\varphi_0+\dot{d}_2(\tau_1)\cos\varphi_0+\dot{e}_2(\tau_1)P_0=\dot{y}^{(12)} \tag{1.27}$$

sistem din care se obţin necunoscutele τ_1, y_0, $\dot{y}_0$ şi φ_0. Mărimile y_0 şi $\dot{y}_0$ se determină din relaţiile :

$$y_0=\left(\frac{\dot{c}_2-\dot{c}_1}{\dot{a}_1}-f_1\frac{\dot{a}_2-\dot{a}_1}{\dot{a}_1}\right)\sin\varphi_0+\left(\frac{\dot{d}_2-\dot{d}_1}{\dot{a}_1}-f_2\frac{\dot{a}_2-\dot{a}_1}{\dot{a}_1}\right)\cos\varphi_0+$$

$$+\left(\frac{\dot{e}_2-\dot{e}_1}{\dot{a}_1}-f_3\frac{\dot{a}_2-\dot{a}_1}{\dot{a}_1}\right)P_0 \tag{1.28}$$

$$\dot{y}_0=-f_1\sin\varphi_0-f_2\cos\varphi_0-f_3P_0 \tag{1.29}$$

iar φ_0 şi τ_1 din

$$c_1\sin\varphi_0+d_1\cos\varphi_0=y^{(12)}-a_1y_0-b_1\dot{y}_0 \tag{1.30}$$

$$c_2\sin\varphi_0+d_2\cos\varphi_0=y^{(12)}-a_2y_0-b_2\dot{y}_0 \tag{1.31}$$

unde

$$f_1=\frac{(\dot{c}_2-\dot{c}_1)(\dot{a}_2-\dot{a}_1)+\dot{a}_1(c_1-c_2)}{(a_1-a_2)(\dot{a}_1-\dot{a}_2)+\dot{a}_1(b_1-b_2)}\,;\quad f_2=\frac{d_1-d_2+\dot{d}_1-\dot{d}_2}{a_1-a_2+b_1-d_2}\,;$$

$$f_3=\frac{d_1-d_2+\dot{d}_1-\dot{d}_2}{a_1-a_2+b_1-b_2}\,;\quad \dot{a}_2=0 \tag{1.32}$$

2. STABILITATEA MIŞCĂRILOR PERIODICE

Pentru studiul stabilităţii mişcărilor periodice să considerăm că primul ciclu al mişcării începe în momentul $\tau=0$, cu condiţiile :

$$\varphi=\varphi_0+\Delta\varphi_1\,;\quad y=y_0+\Delta y^{(1)}\,;\quad \dot{y}=\dot{y}_0+\Delta\dot{y}^{(1)}. \tag{2.1}$$

Această etapă se va termina în momentul $\tau=\tau_1+\Delta\tau_1$ cu condițiile:

$$y=y^{(12)}+\Delta y^{(12)};\quad \dot{y}=\dot{y}^{(12)}+\Delta\dot{y}^{(12)}. \tag{2.2}$$

Ținînd seama de condițiile (2.1) legea de mișcare corespunzătoare mișcării vibratorului în contact cu resortul devine

$$y=a_1y_0+b_1\dot{y}_0+c_1\sin\varphi_0+d_1\cos\varphi_0+e_1P_0+a_1\Delta y^{(1)}+$$
$$+b_1\Delta\dot{y}^{(1)}+(c_1\cos\varphi_0-d_1\sin\varphi_0)\Delta\varphi_1. \tag{2.3}$$

și deci

$$\dot{y}=\dot{a}_1y_0+\dot{b}_1\dot{y}_0+\dot{c}_1\sin\varphi_0+\dot{d}_1\cos\varphi_0+\dot{e}_1P_0+\dot{a}_1\Delta y^{(1)}+$$
$$+\dot{b}_1\Delta\dot{y}^{(1)}+(\dot{c}_1\cos\varphi_0-\dot{d}_1\sin\varphi_0)\Delta\varphi_1. \tag{2.4}$$

Sustituind condițiile (2.2) în relațiile (2.3) și (2.4) primim

$$\Delta y^{(12)}=a_1\Delta y^{(1)}+\dot{y}^{(12)}\Delta\tau_1+b_1\Delta\dot{y}^{(1)}+(c_1\cos\varphi_0-d_1\sin\varphi_0)\Delta\varphi_1. \tag{2.5}$$

$$\Delta\dot{y}^{(12)}=\ddot{y}^{(12)}\Delta\tau_1+\dot{a}_1\Delta y^{(1)}+\dot{b}_1\Delta\dot{y}^{(1)}+(\dot{c}_1\cos\varphi_0-\dot{d}_1\sin\varphi_0)\Delta\varphi_1. \tag{2.6}$$

Mișcarea liberă a vibratorului începută în momentul $\tau=\tau_1+\Delta\tau_1$ se termină în momentul $\tau_2=2\pi j+\Delta\tau_2$ cu condițiile:

$$y_1(\tau_2)=y_0+\Delta y^{(2)};\quad \dot{y}_1(\tau_2)=\dot{y}_0+\Delta\dot{y}^{(2)}. \tag{2.7}$$

Ținînd seama de aceste condiții legea de mișcare a vibratorului fără contact cu limitatorul este:

$$y_1=y_1(\tau_2)+\dot{y}_1(\tau_2)(\tau-\tau_2)+[\cos\tau_2-(\tau-\tau_2)\sin\tau_2-\cos\tau]\sin\varphi+$$
$$+[\sin\varphi_2+(\tau-\tau_2)\cos\tau_2-\sin\tau]\cos\varphi+\frac{1}{2}P_0(\tau-\tau_0)^2, \tag{2.8}$$

și deci

$$\dot{y}_1=\dot{y}_1(\tau_2)+(\sin\tau-\sin\tau_2)\sin\varphi+(\cos\tau_2-\cos\tau)\cos\varphi+P(\tau-\tau_2). \tag{2.9}$$

Începutul ciclului următor cînd vibratorul revine în contact cu resortul are loc în condițiile (2.7), deci analog, începutul ciclului s va fi caracterizat de condițiile

$$y_0+\Delta y^{(s)};\quad \dot{y}_0+\Delta\dot{y}^{(s)};\quad \varphi_0+\Delta\varphi_s. \tag{2.10}$$

Pentru stabilitatea mișcărilor periodice va trebui să obținem

$$\Delta y^{(s)}\to 0;\quad \Delta\dot{y}^{(s)}\to 0;\quad \Delta\varphi_s\to 0 \quad \text{dacă} \quad s\to\infty. \tag{2.11}$$

Introducînd în relațiile (2.8) și (2.9) condițiile (2.2) corespunzătoare momentului $\tau_1+\Delta\tau_1$ se obține

$$\Delta y^{(12)}=a_2\Delta y^{(2)}+b_2\Delta\dot{y}^{(2)}+\dot{y}^{(12)}\Delta\tau_1-(\dot{y}_0+b_2\ddot{y}_0)\Delta\tau_2+(c_2\cos\varphi_0-d_2\sin\varphi_0)\Delta\varphi_1. \tag{2.12}$$

$$\Delta\dot{y}^{(12)}=\dot{b}_2\Delta\dot{y}^{(2)}+\ddot{y}^{(12)}\Delta\tau_1-\ddot{y}_0\Delta\tau_2+(\dot{c}_2\cos\varphi_0-\dot{d}_2\sin\varphi_0)\Delta\varphi_1. \tag{2.13}$$

Perturbînd și mișcarea liberă a limitatorului cu condițiile (2.7) primim

$$\Delta y^{(12)}=\dot{y}^{(12)}\Delta\tau_1-\dot{y}^{(12)}\Delta\tau_2+e^{-\xi_2 b_2}\Delta y^{(2)}. \tag{2.14}$$

Ținînd seama de condițiile de racordare corespunzătoare momentului desprinderii contactului cu vibratorul pentru variații se obține sistemul:

$$\begin{aligned}
&a_2\Delta y^{(2)}+b_2\Delta\dot{y}^{(2)}-(\dot{y}_0+b_2\ddot{y}_0)\Delta\varphi_2=a_1\Delta y^{(1)}+b_1\Delta\dot{y}^{(1)}+\alpha\Delta\varphi_1\\
&\dot{b}_2\Delta\dot{y}^{(2)}-\ddot{y}_0\Delta\varphi_2=\dot{a}_1\Delta y^{(1)}+\dot{b}_1\Delta\dot{y}^{(1)}+\dot{\alpha}\Delta\varphi_1.\\
&e^{-\xi_2 b_2}\Delta y^{(2)}-\dot{y}^{(12)}\Delta\varphi_2=a_1\Delta y^{(1)}+b_1\Delta\dot{y}^{(1)}+\beta\Delta\varphi_1;\quad \Delta\varphi_2=\Delta\varphi_1+\Delta\varphi_2.
\end{aligned} \tag{2.15}$$

In acest sistem mărimile a_1, b_1, ... sînt considerate pentru momentul τ_1 corespunzător desprinderii. Analog pentru ciclul s vom avea sistemul variațiilor

$$\begin{aligned}
&a_2\Delta y^{(s)}+b_2\Delta\dot{y}^{(s)}-(\dot{y}_0+b_2\ddot{y}_0)\Delta\varphi_s=a_1\Delta y^{(s-1)}+b_1\Delta\dot{y}^{(s-1)}+\alpha\Delta\varphi_{s-1}.\\
&\Delta\dot{y}^{(s)}-\ddot{y}_0\Delta\varphi_s=\dot{a}_1\Delta y^{(s-1)}+\dot{b}_1\Delta\dot{y}^{(s-1)}+\dot{\alpha}\Delta\varphi_{s-1}.\\
&e^{-\xi_2 b_2}\Delta y^{(s)}-\dot{y}^{(12)}\Delta\varphi_s=a_1\Delta y^{(s-1)}=b_1\Delta\dot{y}^{(s-1)}+\beta\Delta\varphi_{s-1}.
\end{aligned} \tag{2.16}$$

unde

$$\alpha=(c_1-c_2)\cos\varphi_0-(d_1-d_2)\sin\varphi_0-\dot{y}_0-b_2\ddot{y}_0;\quad \beta=c_1\cos\varphi_0-d_1\sin\varphi_0-\dot{y}^{(12)} \tag{2.17}$$

Făcînd $\Delta y^{(s)}=\lambda\Delta y^{(s-1)}$; $\Delta\dot{y}^{(s)}=\lambda\Delta\dot{y}^{(s-1)}$; $\Delta\varphi_s=\lambda\Delta\varphi_{s-1}$, pentru determinarea lui λ obținem ecuația:

$$\begin{vmatrix} a_1-\lambda & b_1-\lambda b_2 & \alpha+\lambda(\dot{y}_0+b_2\ddot{y}_0)\\ \dot{a}_1 & \dot{b}_1 & \dot{\alpha}+\lambda\ddot{y}_0\\ a_1-\lambda e^{-\xi_2 b_2} & b_1 & \beta+\lambda\dot{y}^{(12)}\end{vmatrix}=0 \tag{2.18}$$

care admițînd că are rădăcinile λ_1, λ_2, λ_3, ne conduce la soluțiile

$$\Delta y^{(s)} = L_1\lambda_1^s + N_1\lambda_2^s + M_1\lambda_3^s.$$

$$\Delta \dot{y}^{(s)} = L_2\lambda_1^s + N_2\lambda_2^s + M_2\lambda_3^s \tag{2.19}$$

$$\Delta \varphi_s = L_3\lambda_1^s + N_3\lambda_2^s + M_3\lambda^s$$

unde L_i, N_i, M_i sînt constante.

Pentru ca să se realizeze condițiile de stabilitate (2.11), rădăcinile ecuației (2.18) trebuie să satisfacă condițiile

$$|\lambda_i| < 1 \tag{2.20}$$

Punînd ecuația (2.18) sub forma

$$\delta_1\lambda^3 + \delta_2\lambda^2 + \delta_3\lambda + \delta_4 = 0 \tag{2.21}$$

unde

$$\delta_1 = b_2\ddot{y}_0\,; \quad \delta_4 = a_1[\dot{b}_1\beta - b_1(\alpha - \beta)]$$

$$\delta_2 = (a_1b_2 - a_2\dot{b}_1)\dot{y}^{(12)} + (a_2b_1 - a_1b_2)\ddot{y}_0 - e^{-\xi_2 b_2}(b_1\ddot{y}_0 - b_2\dot{\alpha}) \tag{2.22}$$

$$\delta_3 = a_1(\dot{b}_1\dot{y}^{(12)} - b_1\dot{y}^{(12)} - \beta b_2 - \dot{\alpha}b_2 - b_1\dot{y}_0 - b_1b_2\ddot{y}_0) - a_2(\dot{b}_1\beta - \dot{b}_1\alpha) - b_1\dot{\alpha}e^{-\xi_2 b_2}.$$

Pentru stabilitatea sistemului se poate aplica criteriul lui Routh-Hurwitz ecuației:

$$(\delta_1 + \delta_2 + \delta_3 + \delta_4)\rho^3 + (3\delta_1 + \delta_2 - \delta_3 - 3\delta_4)\rho^2 + (3\delta_1 - \delta_2 - \delta_3 + 3\delta_4)\rho +$$
$$+ \delta_1 - \delta_2 + \delta_3 - \delta_4 = 0. \tag{2.23}$$

3. CAZUL LIMITATORULUI RIGID

Analog ca în lucrarea [1] vom numi limitator rigid, cazul cînd pentru mișcarea vibratorului în contact cu resortul putem neglija mărimile P și F_0 în comparație cu reacțiunea limitatorului. În acest caz ecuația diferențială a mișcării vibratorului în contact cu limitatorul devine

$$\ddot{y} + 2\xi_1\dot{y} + r^2y = 0 \tag{3.1}$$

a cărei soluție cu condițiile (1.15) devine

$$y = a_1\dot{y}_0 + b_1\dot{y}_0. \tag{3.2}$$

In acest caz relațiile (1.18) sînt

$$a_1 = \frac{e^{-\xi_1\tau}}{\xi}(\xi\cos\xi\tau + \xi_1\sin\xi\tau)\,; \quad b_1 = \frac{\xi_1 e^{-\xi_1\tau}}{\xi}\sin\xi\tau\,; \quad c_1 = d_1 = e_1 = 0 \tag{3.3}$$

Pentru momentul τ_1 corespunzător desprinderii vibratorului de limitator avem :

$$a_1 y_0 + b_1 \dot{y}_0 = y_1 e^{-\xi_2(\tau_1 - 2\pi j)} \tag{3.4}$$

$$y_0 + b_2 \dot{y}_0 + c_2 \sin \varphi_0 + d_2 \cos \varphi_0 + e_2 P_0 = y_0 e^{-\xi_2(\tau_1 - 2\pi j)} \tag{3.5}$$

$$\dot{a}_1 y_0 + \dot{b}_1 \dot{y}_0 = -\xi_2 y_0 e^{-\xi_2(\tau_1 - 2\pi j)} \tag{3.6}$$

$$b_2 \dot{y}_0 + \dot{c}_2 \sin \varphi_0 + \dot{d}_2 \cos \varphi_0 + \dot{e}_2 P_0 = -\xi_2 y_0 e^{-\xi_2(\tau_1 - 2\pi j)} \tag{3.7}$$

Momentul τ_1 corespunzător desprinderii vibratorului de limitator se determină din ecuaţia

$$a_1 \dot{b}_1 - \dot{a}_1 b_1 = e^{-\xi_2(\tau_1 - 2\pi j)} (\dot{b}_1 + \xi_2 b_1). \tag{3.8}$$

Ecuaţia (2.18) pentru determinarea mişcărilor periodice stabile în cazul limitatorului rigid este :

$$(1-\lambda) \begin{vmatrix} a_1 - \lambda & b_1 - \lambda b_2 & \dot{y}_0 + b_2 \ddot{y}_0 \\ \dot{a}_1 & \dot{b}_1 & \ddot{y}_0 \\ a_1 - \lambda e^{-\xi_2 b_2} & b_1 & \dot{y}^{(12)} \end{vmatrix} = 0 \tag{3.9}$$

Exceptînd cazul $\lambda = 1$, pentru stabilitatea sistemului se obţine ecuaţia de gradul doi

$$\begin{vmatrix} a_1 - \lambda & b_1 - \lambda b_2 & \dot{y}_0 + b_2 \ddot{y}_0 \\ \dot{a}_1 & \dot{b}_1 & \ddot{y}_0 \\ a_1 - \lambda e^{-\xi_2 b_2} & b_1 & \dot{y}^{(12)} \end{vmatrix} = 0 \tag{3.10}$$

a cărei rădăcini trebuie să fie subunitare.

BIBLIOGRAFIE

1. Osmakov S. A., Savinov O. A., Asupra mişcării vibratorului simplu rezemat pe limitator elastic. Izvestia Academia Nauk SSSR, OTN Mehanica i maşinostroenie, Nr. 3/1960.

2. Bespalova L., Asupra teoriei mecanismului vibropercutant. Izvestia Academia Nauk SSR, Nr. 5/1957.

3. Barcan ş. a., Asupra teoriei vibraţiilor forţate cu limitator Jurn. Tehn. Fiz. 1955, vol XXV, ed. 13.

4. Peterca F., Periodicke Knutani mechanicke soustray s vnitrnimi razy. Strojnieky Casopis XVI, 3.
5. Kobrinskij A. E., Sljachtin A. V., Iamscikova N. A., K teorii vibroudornogo dojstvija. Trudy inst. mesinovedenija, Tom 20, vyp. 79.
6. Smith E. A. L., Trans. ASME, Vol. 77 (1955).
7. Kobayashi, Takenouchi, JSME, Vol. 8, nr. 30 (1965).

О ДВИЖЕНИИ ПРОСТОГО ВИБРАТОРА ОПИРАЮЩЕГОСЯ НА ОГРАНИЧИТЕЛЬ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматриваются установившиеся движения с периодическим движениями в вибратором механизме с одной степенью свободы имеющем вязкое затухание.

Выявляются рабочие режимы, как ударные, так и виброударные в случае если соударение между источником вибраций и ограничителем не является ментальным.

SUR LE MOUVEMENT D'UN VIBRATEUR SIMPLEMENT APPUIÈ SUR LE LIMITEUR

(RÉSUMÉ)

On étudie les mouvements stationnaires exécutes a l'aide des percutions périodiques dans un mécanisme vibrateur ayant un degré de liberté et l'amortisment visqueux.

On met en évidence les régimes de functionement comme vibrateur et vibropercuteur, la percussion du générateur de vibrations et du limiteur n'ayant lieu instantanement.

DETERMINAREA COEFICIENTULUI DE RESTITUIRE LA CIOCNIRE PE BAZA DEFORMAȚIILOR LOCALE *)

DE

GH. SILAȘ, L. BRINDEU, A. HEGEDUS

Folosirea mecanismelor vibropercutante pe scară largă în tehnică necesită un studiu aprofundat al funcționării acestor mecanisme și al realizării regimurilor optime de mișcare. Ținînd seama că în funcționarea mecanismului vibropercutant un rol esențial revine ciocnirii, trebuie să se determine modul în care are loc variația vitezei la ciocnire. Pentru aceasta, în studiul mecanismelor vibropercutante se folosește coeficientul de restituire R, care se consideră că pentru sistemul dat este constant și nu depinde de parametrii ciocnirii. Este de menționat că folosirea coeficientului de restituire este absolut necesară pentru găsirea domeniilor de existență ale mișcărilor periodice și pentru determinarea deformațiilor arcurilor în cazul ciocnirii optime [1].

Studiul mecanismelor vibropercutante în ipoteza ciocnirilor instantanee și a coeficientului de restituire constant este mai simplu, iar rezultatele obținute sînt în general suficient de exacte. Pentru calcule mai exacte și pentru determinarea unor elemente ale ciocnirii, ca de exemplu forța percutantă și deformația corpurilor, este necesar să se considere ciocnirea reală, care se face într-un interval de timp finit. Astfel, se ține seama de deformațiile locale ce apar în timpul ciocnirii folosind pentru părțile elastice legea lui Hertz [2]—[4]. Deoarece ciocnirile nu sînt perfect elastice, trebuie luate în considerare și componentele plastice ale deformațiilor locale. Pentru aceasta sînt legi stabilite în anumite cazuri particulare, verificate experimental, fără să existe o teorie completă și unitară [2], [3]. Totuși, în cazul ciocnirilor în mecanismele vibropercutante, se poate folosi legea liniară de variație a deformației plastice în funcție de forța de contact [5], [2]. Coeficientul de restituire determinat cu ajutorul vitezelor, ca în cazul ciocnirii instantanee, nu mai este costant, ci depinde de o serie de factori printre care și viteza inițială [3].

*) Lucrare comunicată la sesiunea științifică a cadrelor didactice din IPT, 18—20, martie 1966.

Studiul sistemelor elastice, considerînd ciocniri neinstantanee, este mai complex și din această cauză se studiază mai greu [6]. În lucrarea [7] am făcut un astfel de studiu pentru mișcările periodice ale unui sistem vibropercutant, ținînd seama de deformațiile locale de contact, prin metoda aproximării poligonale.

În prezenta lucrare vom studia ciocnirea a două corpuri, cu scopul de a determina coeficientul de restituire pe baza deformațiilor locale de contact. Se obțin astfel rezultate ce pot fi aplicate la studiul mișcării mecanismelor vibropercutante și sînt suficient de exacte în ipoteza că influența asupra ciocnirii a forței perturbatoare și a elementelor elastice este neglijabilă.

1. În teoria clasică a ciocnirii corpurilor, coeficientul de restituire apare ca o constantă ce depinde numai de natura corpurilor care se ciocnesc. Valori aproximative pentru coeficientul de restituire se găsesc în diferite manuale, însă pot fi folosite numai într-o primă aproximație. Experiențele arată că acest coeficient variază mult în funcție de diferiți factori, ca de exemplu viteza de ciocnire, duritatea, dimensiunile etc. [3]. S-a arătat că la diferite viteze de ciocnire, pentru aceleași corpuri, coeficientul de restituire are valori diferite, care se apropie de unitate pentru viteze foarte mici [3]. Deci se poate afirma că nu există ciocniri reale perfect elastice, iar deformațiile locale trebuie considerate în ipoteza existenței deformațiilor plastice. Apariția deformațiilor plastice are loc pentru forțe ce întrec o anumită limită cunoscută, care la ciocniri este atinsă în majoritatea cazurilor. În cazul unor sfere de oțel, experiențele efectuate indică existența unei relații liniare între deformația plastică și forța de contact [2]:

$$x_p = \varkappa (P - P_c) \tag{1}$$

unde P este forța de contact, P_c valoarea acestei forțe la care apar deformațiile plastice, iar $\varkappa = \frac{1}{2\pi RH}$. Aici R este raza sferei și H o mărime ce caracterizează proprietățile plastice ale materialului și este aproximativ egală cu duritatea Brinell.

Ținînd seama de cele de mai sus, variația deformației elastice în funcție de forța de contact dată de legea lui Hertz, va fi

$$x_e = \left(\frac{P}{k_1}\right)^{2/3} \tag{2}$$

iar în domeniul plastic mai apare și deformația x_p dată de relația (1). Constanta k_1 este dată de formula [2]:

$$k_1 = \frac{2}{3(1-\mu^2)} E \sqrt{\frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}}.$$

2. Pentru a determina coeficientul de restituire a vitezei la ciocnire, vom considera o sferă de oțel de masă m care se deplasează pe orizontală cu viteza v_0 și se lovește de un perete vertical (fig. 1). Studiul ciocnirii va fi făcut împărțind intervalul ciocnirii în mai multe etape.

Prima etapă începe în momentul contactului sferei cu peretele și se termină cînd forța de contact a ajuns la valoarea P_c care în general poate

fi determinată. Astfel, cunoscînd efortul σ_c, rezultă pentru P_c valoarea $P_c = \frac{8\pi^3 R^3 \sigma_c^3}{k_1^2}$. Deformația x_c corespunzătoare lui P_c se determină cu formula (2) care devine $x_c = \frac{4\pi^2 R^2 \sigma_c^2}{k_1^2}$. În această etapă apar numai deformațiile elastice $x (x \leqslant x_c)$, legate de forța de contact prin relația (2).

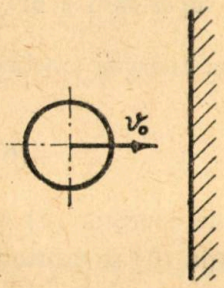


Fig. 1.

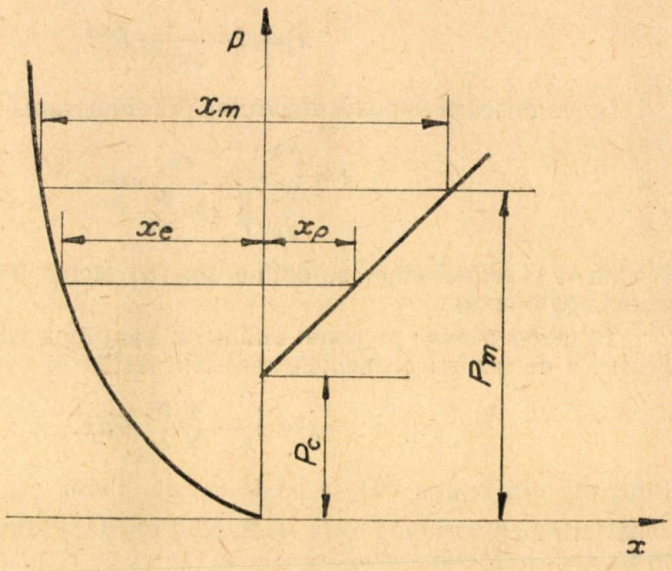


Fig. 2.

Deformația plastică apare în etapa a doua cînd forța de contact crește peste valoarea P_c pînă la valoarea maximă. Evident, deformația totală în acest caz se compune din cea elastică și cea plastică, fiind de forma

$$x = \left(\frac{P}{k_1}\right)^{2/3} + \varkappa (P - P_c). \tag{3}$$

Sfîrșitul etapei este determinat de momentul în care viteza se anulează, deformația și forța de contact devenind maxime, cu valorile x_m și P_m. În această etapă avem $x_c \leqslant x \leqslant x_m$.

În ultima etapă, revenirea, forța de contact scade de la valoarea maximă la zero. În această etapă deformația plastică rămîne neschimbată, iar cea elastică scade conform relației (2). La sfîrșitul etapei se obține viteza v_1 a sferei, cu ajutorul căreia se poate determina coeficientul de restituire $R = -\frac{v_1}{v_0}$.

3. Pentru determinarea coeficientului de restituire vom studia mișcarea sferei în cele trei etape.

Aplicînd teorema energiei cinetice în prima etapă rezultă :

$$\dot{x}^2 = v_0^2 - \frac{2k_1}{5m} x^{5/2}. \tag{4}$$

Viteza $\dot{x}_c$ la sfîrșitul primei etape se obține din această relație dacă se consideră $x = x_c = \left(\frac{P_c}{k_1}\right)^{2/3}$:

$$\dot{x}_c^2 = v_0^2 - \frac{4}{5mk_1^{2/3}} P_c^{5/3} \tag{4'}$$

Legea mișcării se poate determina prin integrarea ecuației (4) și rezultă :

$$t = \int_0^x \frac{dx}{\sqrt{v_0^2 - \frac{2k_1}{5m} x^{5/2}}}. \tag{5}$$

Durata t_c a primei etape se obține din (5) făcînd limita superioară a integralei egală cu x_c .

În etapa a doua se poate aplica de asemenea teorema energiei cinetice pentru a determina elementele mișcării. Astfel se obține :

$$\dot{x}^2 = \dot{x}_c^2 - \frac{2}{m} \int_{x_c}^x P dx. \tag{6}$$

Integrala din relația (6) se poate calcula ținînd seama de expresia (3) și considerînd ca variabilă forța P. În felul acesta $\dot{x}^2$ din relația (6) se exprimă în funcție de P sub forma

$$\dot{x}^2 = \dot{x}_c^2 - \frac{4}{5mk_1^{2/3}} (P^{5/3} - P_c^{5/3}) - \frac{\varkappa}{m} (P^2 - P_c^2). \tag{6'}$$

Ținînd seama din nou de ecuația (3) se înlocuiește $\dot{x}$ din ecuația (6) și se obține o ecuație diferențială numai în P. Prin integrarea acesteia se obține :

$$t - t_c = \int_{P_c}^P \frac{\left(\varkappa + \frac{2}{3k_1^{2/3} P^{1/3}}\right) dP}{\sqrt{v_0^2 - \frac{4}{5mk_1^{2/3}} P^{5/3} - \frac{\varkappa}{m} (P^2 - P_c^2)}}. \tag{7}$$

Cunoscînd astfel forța de contact P ca funcțiune de timp, ecuația (3) va reprezenta legea mișcării corespunzătoare etapei a doua.

Dacă în (6') se face $\dot{x} = 0$, se obține ecuația ce determină forța maximă P_m

$$\dot{x}_c^2 = \frac{4}{5mk_1^{2/3}} (P_m^{5/3} - P_c^{5/3}) + \frac{\varkappa}{m} (P_m^2 - P_c^2). \tag{8}$$

Inlocuind $\dot{x}_c$ cu valoarea (4'), ecuația (8) devine:

$$mv_0^2+\varkappa P_c^2=\frac{4}{5k_1^{2/3}}P_m^{5/3}+\varkappa P_m^2. \tag{9}$$

Din (3) rezultă deplasarea maximă x_m.

Durata t_m-t_c a etapei a doua se obține din (7) făcînd limita superioară a integralei egală cu P_m.

In ultima etapă asupra sferei acționează numai forța dată de formula (2). Teorema energiei cinetice ne conduce la ecuația

$$\dot{x}^2=\frac{4k_1}{5m}\left\{\left(\frac{P_m}{k_1}\right)^{5/3}-[x-\varkappa(P_m-P_c)]^{5/2}\right\} \tag{10}$$

care integrată ne dă legea mișcării

$$t-t_m=-\int_{x_m}^{x}\frac{dx}{\sqrt{\frac{4k_1}{5m}\left\{\left(\frac{P_m}{k_1}\right)^{5/3}-[x-\varkappa(P_m-P_c)]^{5/2}\right\}}}. \tag{11}$$

Această etapă se termină atunci cînd deformația x devine egală cu deformația plastică maximă a cărei valoare este $\varkappa(P_m-P_c)$. Din ecuația (10) se obține astfel pentru viteza v_1 la sfîrșitul etapei valoarea

$$v_1=\frac{4}{5mk_1^{2/3}}P_m^{5/3}. \tag{12}$$

Eliminînd P_m din ecuațiile (9) și (12) se obține ecuația

$$v_1^2=v_0^2-\frac{\varkappa}{m}\left[\left(\frac{5mk_1^{2/3}}{4}v_1^2\right)^{6/5}-P_c^2\right] \tag{13}$$

din care se determină valoarea v_1. Cu ajutorul acesteia se calculează coeficientul de restituire R. Se constată că în general coeficientul de restituire depinde de mai mulți factori care caracterizează comportarea materialului atît în domeniul elastic, cît și în cel plastic. Aceștia factori sînt în primul rînd viteza inițială de ciocnire v_0, apoi comportarea elastică prin k_1, P_c și cea plastică prin $\varkappa$.

La viteze foarte mici deformațiile plastice pot să nu apară. Este deci important să determinăm acea valoare a vitezei de ciocnire peste care încep să apară deformații plastice și pe care o vom numi viteză critică $v_{0\,cr}$. Această valoare se poate determina din relația (9) ținînd seama că în acest caz forța maximă este P_c. Rezultă

$$v_{0\,cr}^2=\frac{4}{5mk_1^{2/3}}P_c^{5/3}. \tag{14}$$

Dacă $v_0<v_{0\,cr}$ ciocnirea este perfect elastică și coeficientul de restituire $R=1$. Cum $v_{0\,cr}$ are valori mici, în cazul obișnuit $v_0>v_{0\,cr}$, deci ciocnirea este

elastico-plastică și determinarea coeficientului de restituire se face folosind ecuația (13).

Ecuația (13) este transcendentă și se poate rezolva prin metode aproximative. Deoarece interesează în primul rînd coeficientul de restituire R, vom face transformări și notații în această ecuație care să permită determinarea simplă a lui R. Ținînd seama de (14) se obține

$$1-R^2=\eta(R^{12/5}-\xi^{12/5}). \tag{15}$$

unde

$$\xi=\frac{v_{0\,cr}}{v_0} \quad \text{și} \quad \eta=1{,}307\varkappa(mk_1^4v_0^2)^{1/5}$$

În primul rînd vom trata ecuația (15) pur matematic. În acest sens vom considera ca variabile R și η, iar pe ξ îl vom considera parametru independent. Deoarece v_0 este în general mai mare chiar decît dublul lui $v_{0\,cr}$ (acesta avînd valori foarte mici), pentru ξ se vor considera valori în intervalul $0<\xi<0{,}5$.

În acest fel în graficele din fig. 3 am trasat la o anumită scară curbele ce dau dependența dintre R și v_0 pentru valorile lui $\xi=0$; 0,2 ; 0,3 ; 0,4 ; 0,5. În abscisă nu s-au considerat valorile variabilei η ci a lui $\eta^{5/2}$ proporționale cu viteza. Curbele au fost trasate folosind valorile calculate cu calculatorul electronic MECIPT-1.

Valoarea reală a coeficientului de restituire R, pentru o valoare dată a vitezei v_0 se determină cu ajutorul graficelor din fig. 3 calculînd în primul rînd ξ, pentru care corespunde o anumită curbă, iar apoi η căreia pe curba de mai sus îi corespunde coeficientul de restituire R. Din această determinare rezultă că punctul corespunzător oricărei viteze v_0 se va găsi între curbele $\xi=0$ și $\xi=0{,}5$. Cînd viteza v_0 crește, punctul corespunzător sare de pe curbele cu ξ mai mare pe curbele cu ξ descrescător. Se mai constată astfel o descreștere a coeficientului de restituire R cu viteza v_0 așa cum de altfel se constată și experimental]3]. Pentru valori mici ale lui v_0 (sub 1 m/s) descreșterea este bruscă de la valoarea 1 pînă la aproximativ 0,6, iar apoi scade foarte lent.

Variația lui R în funcție de v_0 s-ar putea trasa exact considerînd că $v_{0\,cr}$ este un parametru și nu ξ care de fapt depinde de v_0. Totuși, construcția acestor curbe fiind mai complicată, pentru calcule practice pot fi folosite curbele din fig. 3.

Vom arăta un exemplu pentru care au fost făcute verificări experimentale [8]. Ciocnirea are loc între o sferă de rază $R=14{,}85$ mm și o placă, ambele fiind din oțel, iar viteza de ciocnire este $v_0=0{,}75$ m/s. Făcînd calcule ca mai sus, se constată că P_c se poate neglija. În aceste condiții $\eta^{5/2}=0{,}112$, $v_0=8{,}4$ m/s iar $\xi\approx0$. Corespunzător acestor valori din fig. 3 sau cu formula (15) rezultă $R=0{,}586$.

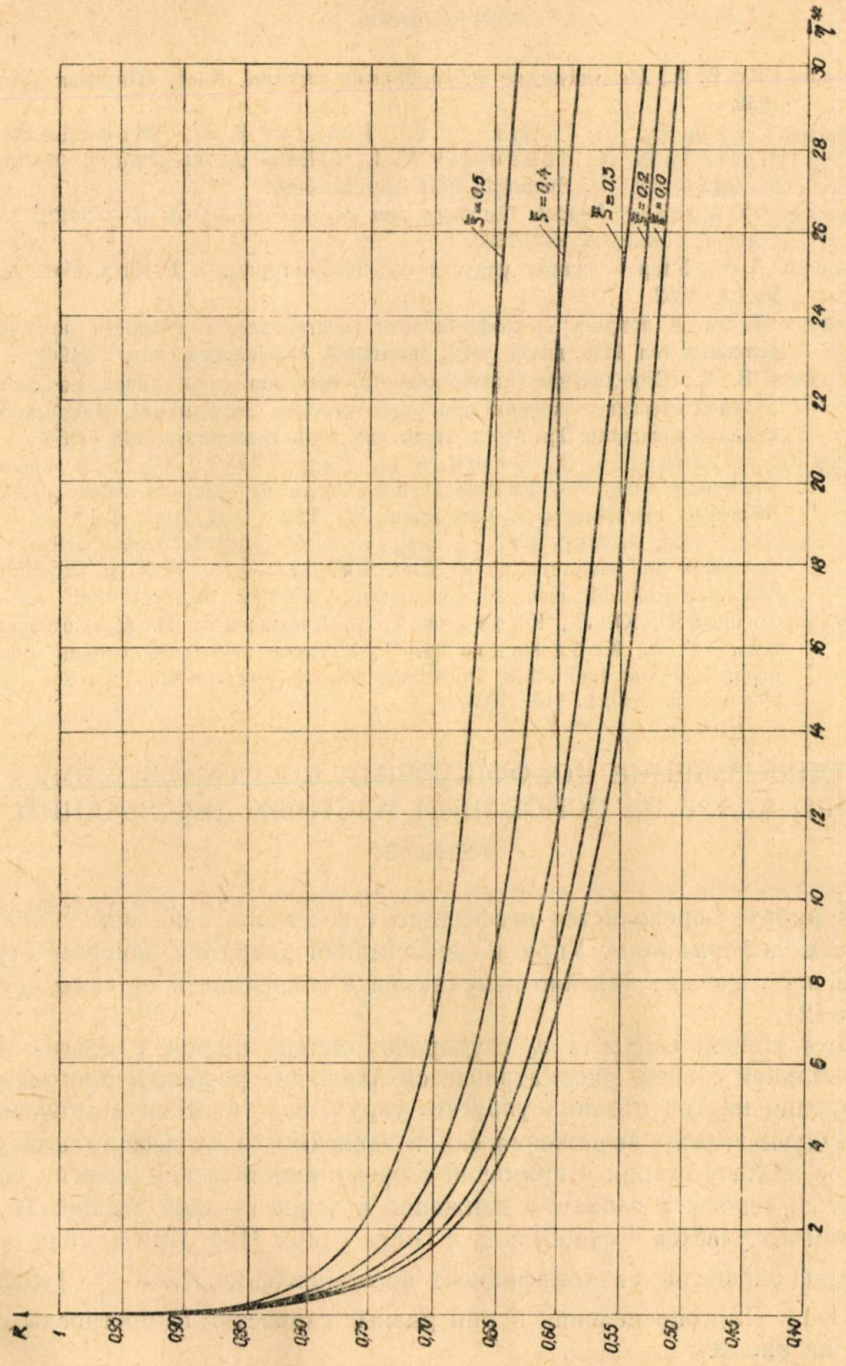

$\bar{\eta}^{**}$
30
28
26
24
22
20
18
16
14
12
10
8
6
4
2
$\bar{\delta}=0,5$
$\bar{\delta}=0,4$
$\bar{\delta}=0,3$
$\bar{\delta}=0,2$
$\bar{\delta}=0,0$
K_1
1
0,95
0,90
0,85
0,80
0,75
0,70
0,65
0,60
0,55
0,50
0,45
0,40

Fig. 3.

BIBLIOGRAFIE

1. Остапенко В. А., *Механические виброударные системы*, Киев, «Наукова думка», 1966.
2. Ponomariev A. D., Biderman V. L., Liharev K. K., Makușin M. V., Malinin N. N., Feodosiev V. L., *Calculul de rezistență în construcția de mașini*, vol. III, București, Edit. tehnică, 1964.
3. Goldsmith Werner, *Impact. The teory and physical behaviour of colliding solids*, London, Edward Arnold, 1960.
4. Динник А. Н., Удар и сжатие упругих тел. Избр. труды, т. I, Киев, Изд. А. Н. УССР, 1952.
5. Раскин Я. М., К вопросу о коэффициенте восстановления скорости при ударе реальных тел. Изв. высш. учеб. заведений, Машиностроение, 2 (1961).
6. Багреев В. В., Определение максимального значения силы удара по системе с одной степенью свободы при учете местных деформаций. Вопросы прикладной механики. Тр. Моск. ин-та инж. ж-д транспорта, 193 (1964).
7. Silaș Gh., Mangeron D., Brîndeu L., Hegedüș A., Über die stationare Bewegung eines Schlagschwingsystems, wenn der Zusammenstoss nicht als momentan betrachtet wird. Rev. Roum. Sci. Techn. Méc. Appl., Tome 12, Nr. 2, p. 417—429, Bucarest, 1967. — Asupa mișcării staționare a unui sistem vibropercutant cînd ciocnirea nu se consideră instantanee. Studii și Cercetări de Mecanică Aplicată, Tom. 24, Nr. 2, pag. 335—346, București, 1967.
8. Картвелишвили Ю. Л., Кипиани Т. Т., Кикнадзе Н. А., Гозалишвили Г. А., Кобажидзе Ш. В., Ударные испытания отвала бульдозера, Buletinul Institutului Politehnic din Iași, serie nouă, Tom XII (XVI), Fasc. 1—2, 1966, p. 413—420.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ВОССТАНОВЛЕНИЯ ПРИ УДАРЕ НА ОСНОВАНИИ МЕСТНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе определяется коэффициент восстановления при ударе по местным деформациям. Упругие деформации задаются законом Герца (1), а пластические линейно изменяются в зависимости от силы соударения (2).

Для данной скорости v_0 соударения между шаром с массой m и вертикальной стеной, рассматривается движение разбивая промежуток соударения на три стадии: упругая, упруго-пластическая и отпускная.

Будучи заданы выражения сил в зависимости от деформации (2), (3) для каждой стадии и применяя теорему кинетической энергии определяются законы и элементы движения в конце каждой стадии. Таким образом получается и скорость v_1 в конце удара (13). При помощи этой скорости определяется коэффициент восстановления $R = -\frac{v_1}{v_0}$ [уравнение (15)]. Для определения R при разных скоростях v_0 построены графики на рис. 3.

BESTIMMUNG DER STOSSZAHL BEI BERÜCKSICHTIGUNG DER LOKALEN VERFORMUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Im Beitrag wird die Stosszahl bestimmt, wenn die lokalen Verformungen der Körper berücksichtigt wird. Die elastischen Verformungen werden dem Hertzschen Gesetz (1) entsprechend, die plastischen linear zur Kraft (2) angenommen.

Die Geschwindigkeit vor dem Stoss einer Kugel mit der Masse m, welche auf eine vertikale Wand stösst sei v_0. Die Stosszeit wird in drei Etappen eingeteilt: die elastische, elasto-plastische und die Restitutionsetappe. Die Kräfte in jeder Etappe als Funktionen der Verformungen sind durch (2), (3) gegeben. Durch Anwendung des Energie-Theorems werden die Bewegungsgleichungen und die Bewegungselemente nach jeder Etappe bestimmt. Auf diese Weise erhält man auch die Geschwindigkeit v_1 nach dem Stoss (13). Mit dieser Geschwindigkeit wird die Stosszahl $R=-\frac{v_1}{v_0}$ mit der Gleichung (15) bestimmt. Um R für verschiedene Geschwindigkeiten v_0 zu berechnen kann man die in Abbildung 3 dargestellten Kurven benützen.

ASUPRA MIȘCĂRILOR NESTAȚIONARE ALE UNUI SISTEM MECANIC ACȚIONAT INERȚIAL

DE

GH. SILAȘ, I. GROȘANU, I. NICHITA

Regimul de funcționare al unei mașini vibratoare sau vibropercutoare impune porniri și opriri repetate, care produc mișcări nestaționare în sistemul considerat. În cazul pornirii, mașina pleacă din repaus și numai după un anumit timp părțile ei rotitoare ajung la turația de regim; în cazul opririi, acestea își micșorează treptat turația. Sînt și cazuri cînd, în timpul funcționării mașinii, se impune trecerea de la o turație la alta, fapt care duce la apariția unor mișcări nestaționare.

Procesele oscilatorii nestaționare, care pot apărea în sistemele mecanice și în special trecerea prin rezonanță, se studiază începînd din anul 1930. În cazul sistemelor mecanice liniare sau neliniare s-au elaborat o serie de metode pentru rezolvarea problemelor complexe, ridicate de studiul regimurilor nestaționare, cum sînt, metoda lui F. Lewis [2], A. Katz [3], N. Gorceakov [4], Iu. Mitropolski [5], metodele expuse în monografia [1] și altele. Regimurile nestaționare, ale unui vibrator cu un singur grad de libertate acționat inerțial, au fost studiate de A. Dorning [6].

La mașinile vibratoare, folosite pentru înfigerea sau smulgerea elementelor din pămînt, ținînd seama că tehnologia de lucru a acestor mecanisme impune porniri și opriri repetate, studiul proceselor oscilatorii nestaționare este de mare importanță. Lucrarea de față are ca scop analiza unor regimuri nestaționare, ce pot apărea în mașinile vibratoare ale căror forțe perturbatoare sînt produse de perechi de mase excentrice rotitoare.

1. Fie un sistem mecanic neamortizat cu n grade de libertate pentru care ecuațiile de mișcare sînt

$$\sum_{k=1}^{n} (a_{ik}\ddot{q}_k + c_{ik}q_k) = Q_i(t); \qquad (i = 1, 2, \ldots, n). \tag{1.1}$$

Pentru a găsi soluțiile ecuațiilor (1.1) le adunăm pe toate după ce primele $n-1$ le înmulțim respectiv cu valorile $\alpha_1, \alpha, \ldots, \alpha_{n-1}$. Se obține

$$\left(\sum_{i=1}^{n}\alpha_i a_{i1}\right)\left(\ddot{q}_1+\sum_{k=2}^{n}\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i a_{ik}}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i a_{i1}}\ddot{q}_k\right)+\left(\sum_{i=1}^{n}\alpha_i c_{i1}\right)\left(q_1+\sum_{k=2}^{n}\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i c_{ik}}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i c_{i1}}q_k\right)=$$

$$=\sum_{i=1}^{n}\alpha_i Q_i(t); \qquad (\alpha_n=1). \tag{1.2}$$

Admitem că există relațiile

$$\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i a_{ik}}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i a_{i1}}=\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i c_{ik}}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_i c_{i1}}=\mu_{k-1}; \qquad (k=2,\ 3,\ \ldots,\ n). \tag{1.3}$$

Presupunem că rezolvînd sistemul (1.3) se obțin n valori distincte pentru fiecare mărime α_i, pe care le notăm cu $\alpha_{i\sigma}$, $(\sigma=1, 2, \ldots, n)$. Cu ajutorul valorilor $\alpha_{i\sigma}$ se primesc din (1.3), coeficienții $\mu_{k-1,\sigma}$, cu care se pot determina funcțiile

$$\zeta_\sigma=q_1+\sum_{k=2}^{n}\mu_{k-1,\sigma}q_k; \qquad (\sigma=1,\ 2,\ \ldots,\ n), \tag{1.4}$$

și mărimile

$$\nu^2=\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_{i\sigma}c_{i1}}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_{i\sigma}a_{i1}}, \tag{1.5}$$

din (1.2) obținem ecuațiile

$$\ddot{\zeta}_\sigma+\nu_\sigma^2\zeta_\sigma=\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_{i\sigma}Q_i(t)}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_{i\sigma}a_{i1}}; \qquad (\sigma=1,\ 2,\ \ldots,\ n), \tag{1.6}$$

avînd soluțiile

$$\zeta_\sigma=A_\sigma\cos(\nu_\sigma t+\theta_\sigma)+\frac{1}{\nu_\sigma}\int_0^t Q_\sigma^*(\tau)\sin\nu_\sigma(t-\tau)\,d\tau, \tag{1.7}$$

unde

$$Q_\sigma^*(t)=\frac{\sum_{i=1}^{n}\alpha_{i\sigma}Q_i(t)}{\sum_{i=1}^{n}\alpha_{i\sigma}a_{i1}}; \qquad (\sigma=1,\ 2,\ \ldots,\ n). \tag{1.8}$$

Să admitem că forţele perturbatoare, aplicate fiecărei mase în mişcare, sînt realizate de perechi de excentrice ce au aceeaşi viteză unghiulară dar de sens contrar şi aceleaşi mase cu excentricităţi constante încît avem:

$$Q_l(t) = -M_l \ddot{u}_l(t); \quad u_l(t) = \sin[\varphi_l(t) + \varphi_{0l}]. \tag{1.9}$$

Pentru acest caz relaţiile (1.8) devin

$$Q^*_\sigma(t) = \frac{-\sum_{i=1}^{n} M_l \alpha_{l\sigma} \ddot{u}_l(t)}{\sum_{i=1}^{n} \alpha_{l\sigma} a_{l1}}. \tag{1.10}$$

Efectuînd în (1.7) integrarea prin părţi şi ţinînd seama de relaţiile (1.10) primim

$$\zeta_\sigma = A_\sigma \cos(\nu_\sigma t + \theta_\sigma) + \frac{\sum_{i=1}^{n} M_l \alpha_{l\sigma} u_l(0)}{\sum_{i=1}^{n} \alpha_{l\sigma} a_{l1}} \cos \nu_\sigma t +$$

$$+ \frac{\sum_{i=1}^{n} M_l \alpha_{l\sigma} \dot{u}_l(0)}{\nu_\sigma \sum_{i=1}^{n} \alpha_{l\sigma} a_{l1}} \sin \nu_\sigma t - \frac{\sum_{i=1}^{n} M_l \alpha_{l\sigma} u_l(t)}{\sum_{i=1}^{n} \alpha_{l\sigma} a_{l1}} + \frac{\nu_\sigma \sum_{i=1}^{n} M_l \alpha_{l\sigma}}{\sum_{i=1}^{n} \alpha_{l\sigma} a_{l1}} \int_0^t u_l(\tau) \sin \nu_\sigma (t-\tau)\, d\tau. \tag{1.11}$$

In cazul particular cînd forţele perturbatoare se exprimă cu $\varphi_l(t) = \omega_l t + \varepsilon_l t^2$ integralele din (1.11) se pot reduce la integralele lui Fresnel [6, 7] sau la integrale de probabilitate avînd argumentul complex [1].

2. Să presupunem cazul unui sistem oscilant cu „n" grade de libertate, supus unor amortizări de natură vîscoasă, pentru care ecuaţiile de mişcare sînt

$$\sum_{k=1}^{n} (a_{lk} \ddot{q}_k + b_{lk} \dot{q}_k + c_{lk} q_k) = Q_l(t); \qquad (i = 1, 2, \ldots, n). \tag{2.1}$$

Folosind metoda operaţională [1], sistemul (2.1) se transformă în

$$\sum_{k=1}^{n} (a_{lk} p^2 + b_{lk} p + c_{lk})\, x_k(p) = F_l(p); \qquad (i = 1, 2, \ldots, n). \tag{2.2}$$

În condiţii iniţiale nule, din ecuaţiile (2.2) primim

$$x_l(p) = \frac{1}{\Delta(p)} \sum_{k=1}^{n} \Delta_{lk}(p) F_k(p), \tag{2.3}$$

unde $\Delta(p)$ este determinantul sistemului (2.2) iar $\Delta_{lk}(p)$ sînt complementele algebrice ale coloanei i.

În ipoteza că toate rădăcinile ecuației $\Delta(p)=0$ sînt de forma

$$p_j=-\frac{1}{2}\beta_j+i\rho_j;\quad \bar{p}_j=-\frac{1}{2}\beta_j-i\rho_j;\quad i=\sqrt{-1}, \tag{2.4}$$

și se efectuează descompunerea în fracții simple

$$\frac{1}{\Delta(p)}=\sum_{j=1}^{n}\frac{\gamma_j p+\delta_j}{p^2+\beta_j p+\Omega_j^2}, \tag{2.5}$$

unde

$$\Omega_j=\frac{1}{4}\beta_j^2+\rho_j^2, \tag{2.6}$$

soluțiile (2.3) devin

$$x_l(p)=\sum_{j=1}^{n}\frac{(\gamma_j p+\delta_j)\sum_{k=1}^{n}\Delta_{lk}(p)F_k(p)}{p^2+\beta_j p+\Omega_j^2}=\sum_{j=1}^{n}\frac{\psi_{lj}(p)}{p^2+\beta_j p+\Omega_j^2}. \tag{2.7}$$

Folosind notațiile

$$z_{lj}(p)=\frac{\psi_{lj}(p)}{p^2+\beta_j p+\Omega_j^2}, \tag{2.8}$$

problema se reduce la integrarea unor ecuații diferențiale de forma

$$\ddot{\zeta}_{lj}(t)+\beta_j\zeta_{lj}+\Omega_j^2\zeta_{lj}=f_{lj}(t),$$

unde

$$\psi_{lj}(p)\subset f_{lj}(t);\quad z_{lj}(p)\subset\zeta_{lj}(t).$$

În condiții inițiale nule, soluțiile ecuațiilor (2.8) sînt

$$\zeta_{lj}(t)=\frac{1}{\rho_j}\int_0^t f_{lj}(\tau)\,e^{-\frac{\beta_j}{2}(t-\tau)}\sin\rho_j(t-\tau)\,d\tau. \tag{2.9}$$

Dacă forțele perturbatoare care acționează asupra sistemului sînt de forma (1.9), soluțiile (2.9) se reduc la calcularea unor integrale de forma

$$\int_0^t\tau^l u_l^{(s)}(\tau)\,e^{-\frac{\beta_j}{2}(t-\tau)}\sin\rho_j(t-\tau)\,d\tau;\quad (l\ \text{și}\ s\ \text{întregi}), \tag{2.10}$$

reductibile la integrale de probabilitate de argument complex dacă $\varphi_j(t)=\omega_j t+\varepsilon_j t^2$.

3. Fie un sistem neamortizat avînd două grade de libertate a cărui schemă de principiu este arătată în fig. 1.

Ecuațiile de mișcare ale acestui sistem, scrise în raport cu pozițiile statice de echilibru, sînt

$$\begin{aligned}&m_1\ddot{x}_1+k_1x_1+k_2(x_1-x_2)=P(t)\\&m_2\ddot{x}_2-k_2(x_1-x_2)=0\end{aligned} \tag{3.1}$$

Forța pertrubatoare realizată de masele excentrice are pe direcția de mișcare proiecția

$$P(t)=-M\ddot{u}(t);\quad u(t)=\sin(\varepsilon t^2+\omega_0 t+\varphi_0). \tag{3.2}$$

Înmulțind prima ecuație a sistemului (3.1) cu α și adunînd-o cu a doua primim

$$m_1\alpha\left(\ddot{x}_1+\frac{m_2}{m_1\alpha}\ddot{x}_2\right)+[k_1+\alpha(k_1+k_2)]\left[x_1+\frac{k_2(1-\alpha)}{k_2+\alpha(k_1+k_2)}x_2\right]=\alpha P(t). \tag{3.3}$$

Ținînd seama de egalitățile (1.3) multiplicatorul α se determină din ecuația

$$m_2k_2+\alpha m_2(k_1+k_2)=m_1k_2\alpha(1-\alpha), \tag{3.4}$$

ale cărei rădăcini le notăm cu α_1 și α_2.

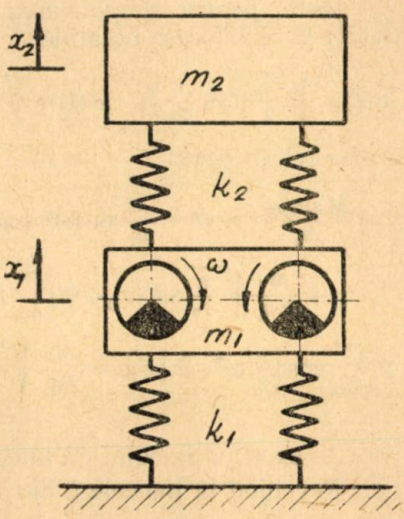


Fig. 1.

Folosind notațiile

$$\mu_1=\frac{m_2}{m_1\alpha_1}=\frac{k_2(1-\alpha_1)}{k_2+\alpha_1(k_1+k_2)};$$

$$\mu_2=\frac{m_2}{m_1\alpha_2}=\frac{k_2(1-\alpha_2)}{k_2+\alpha_2(k_1+k_2)}; \tag{3.5}$$

$$\nu_1^2=\frac{k_2+\alpha_1(k_1+k_2)}{m_1\alpha_1};\quad \nu_2^2=\frac{k_2+\alpha_2(k_1+k_2)}{m_1\alpha_2}.$$

și

$$y_1=x_1+\mu_1x_2,\quad y_2=x_1+\mu_2x_2 \tag{3.6}$$

ecuația (3.3) ne conduce la

$$\ddot{y}_1+\nu_1^2y_1=\frac{P(t)}{m_1};\quad \ddot{y}_2+\nu_2^2y_2=\frac{P(t)}{m_1}. \tag{3.7}$$

Aceste ecuații au soluțiile

$$y_1=A_1\cos(\nu_1t+\theta_1)-\frac{M}{m_1\nu_1}\int_0^t\ddot{u}(\tau)\sin\nu_1(t-\tau)\,d\tau,$$

$$y_2=A_2\cos(\nu_2t+\theta_2)-\frac{M}{m_2\nu_2}\int_0^t\ddot{u}(\tau)\sin\nu_2(t-\tau)\,d\tau. \tag{3.8}$$

Soluțiile (3.8) după integrarea prin părți devin

$$y_i=A_i\cos(\nu_it+\theta_i)-\frac{M}{m_1\nu_i}[\nu_i u(t)-\nu_i u(0)\cos\nu_it-$$

$$\dot{u}(0)\sin\nu_it]+\frac{M\nu_i}{m_1}\int_0^t u(\tau)\sin\nu_i(t-\tau)\,d\tau;\qquad (i=1;\ 2), \tag{3.9}$$

unde

$$u(t)=\sin(\varepsilon t^2+\omega_0t+\varphi_0);\quad u(0)=\sin\varphi_0;\quad \dot{u}(0)=\omega_0\cos\varphi_0, \tag{3.10}$$

iar integralele din (3.9) se pot reduce cu ușurință la integralele lui Fresnel [6, 7],

$$C(z)=\int_0^z \cos\frac{\pi}{2}\zeta^2 d\zeta;\quad S(z)=\int_0^z \sin\frac{\pi}{2}\zeta^2 d\zeta. \tag{3.11}$$

In cazul trecerii prin domeniile de rezonanță vom admite în primul rînd că mașina pornește din repaos $\omega_0=0$ cu accelerația constantă ε. Ținînd seama de aceste particularizări soluțiile (3.9) devin

$$y_i=\frac{M\sin\varphi_0}{m_1}\cos\nu_i t-\frac{M}{m_1}\sin(\varepsilon t^2+\varphi_0)+\frac{M\nu_i}{m_1}\int_0^t \sin(\varepsilon\tau^2+\varphi_0)\sin\nu_i(t-\tau)d\tau. \tag{3.12}$$

Dacă, pentru simplificarea scrierii, se suprimă indicele i din relațiile (3.12) și se folosesc notațiile

$$v(t)=\sqrt{\frac{2\varepsilon}{\pi}}\left(t-\frac{\nu}{2\varepsilon}\right);\quad w(t)=\sqrt{\frac{2\varepsilon}{\pi}}\left(t+\frac{\nu}{2\varepsilon}\right);\quad u(0)=v_0;\quad w(0)=w_0 \tag{3.13}$$

aceste relații devin

$$y=\frac{M\sin\varphi_0}{m_1}\cos\nu t-\frac{M}{m_1}\sin(\varepsilon t^2+\varphi_0)-\frac{M\nu}{2m_1}\sqrt{\frac{\pi}{2\varepsilon}}\cos(\varphi_0+\nu t)\int_{v_0}^{v}\cos\left(\frac{\pi}{2}v^2-\lambda\right)dv+$$

$$+\frac{M\nu}{2m_1}\sqrt{\frac{\pi}{2\varepsilon}}\sin(\varphi_0+\nu t)\int_{v_0}^{v}\sin\left(\frac{\pi}{2}v^2-\lambda\right)dv+\frac{M\nu}{2m_1}\sqrt{\frac{\pi}{2\varepsilon}}\cos(\varphi_0-\nu t)\times$$

$$\times\int_{w_0}^{w}\cos\left(\frac{\pi}{2}w^2-\lambda\right)dw-\frac{M\nu}{2m_1}\sqrt{\frac{\pi}{2\varepsilon}}\sin(\varphi_0-\nu t)\int_{w_0}^{w}\sin\left(\frac{\pi}{2}w^2-\lambda\right)dw;\quad \lambda=\frac{\nu^2}{4\varepsilon}, \tag{3.14}$$

care se exprimă imediat cu integralele (3.11).

Revenind la indicele i, din (3.14) se obțin relațiile

$$y_i=L_i(t)\sin\varphi_0+N_i(t)\cos\varphi_0;\quad\left(\lambda_i=\frac{\nu_i^2}{4\varepsilon}\right); \tag{3.15}$$

și deci

$$x_1=\frac{\mu_1L_2(t)-\mu_2L_1(t)}{\mu_1-\mu_2}\sin\varphi_0+\frac{\mu_1N_2(t)-\mu_2N_1(t)}{\mu_1-\mu_2}\cos\varphi_0$$

$$x_2=\frac{L_1(t)-L_2(t)}{\mu_1-\mu_2}\sin\varphi_0+\frac{N_1(t)-N_2(t)}{\mu_1-\mu_2}\cos\varphi_0. \tag{3.16}$$

La fiecare valoare a unghiului φ_0 se obține cîte o curbă pentru x_1 și x_2 descriind procesul de trecere al vibratorului prin domeniile de rezonanță. Înfășurătoarele celor două familii de curbe se obțin cu ușurință dacă se elimină unghiul φ_0 din relațiile (3.16) și

$$\frac{\mu_1L_2(t)-\mu_2L_1(t)}{\mu_1-\mu_2}\cos\varphi_0-\frac{\mu_1N_2(t)-\mu_2N_1(t)}{\mu_1-\mu_2}\sin\varphi_0=0 \tag{3.17}$$

$$\frac{L_1(t)-L_2(t)}{\mu_1-\mu_2}\cos\varphi_0-\frac{N_1(t)-N_2(t)}{\mu_1-\mu_2}\sin\varphi_0=0,$$

adică

$$x_1(t)=\frac{1}{\mu_1-\mu_2}\sqrt{(\mu_1L_2-\mu_2L_1)^2+(\mu_1N_1-\mu_2N_2)^2} \tag{3.18}$$

$$x_2(t)=\frac{1}{\mu_1-\mu_2}\sqrt{(L_1-L_2)^2+(N_1-N_2)^2}. \tag{3.19}$$

Cu aceste relații se determină amplitudinile maxime în cazul trecerii sistemului prin domeniile de rezonanță, cînd acesta pornește din repaus și masele excentrice se rotesc uniform accelerat.

Vitezele de trecere prin domeniile de rezonanță se obțin derivînd relațiile (3.16) și sînt

$$\begin{aligned}\dot{x}_1(t)&=\frac{\mu_1\dot{L}_2(t)-\mu_2\dot{L}_1(t)}{\mu_1-\mu_2}\sin\varphi_0+\frac{\mu_1\dot{N}_2(t)-\mu_2\dot{N}_1(t)}{\mu_1-\mu_2}\cos\varphi_0;\\ \dot{x}_2(t)&=\frac{\dot{L}_1(t)-\dot{L}_2(t)}{\mu_1-\mu_2}\sin\varphi_0+\frac{\dot{N}_1(t)-\dot{N}_2(t)}{\mu_1-\mu_2}\cos\varphi_0.\end{aligned} \tag{3.20}$$

Înfășurătoarele acestor familii de curbe sînt date de

$$\begin{aligned}\dot{x}_1(t)&=\frac{1}{\mu_1-\mu_2}\sqrt{[\mu_1\dot{L}_2(t)-\mu_2\dot{L}_1(t)]^2+[\mu_1\dot{N}_1(t)-\mu_2\dot{N}_2(t)]^2}\\ \dot{x}_2(t)&=\frac{1}{\mu_1-\mu_2}\sqrt{[\dot{L}_1(t)-\dot{L}_2(t)]^2+[\dot{N}_1(t)-\dot{N}_2(t)]^2}\end{aligned} \tag{3.21}$$

cu care se pot determina amplitudinile maxime ale vitezelor în cazul trecerii sistemului considerat prin domeniile sale de rezonanță.

BIBLIOGRAFIE

1. Голоскоков Е. Г., Филипов А. П., *Нестационарные колебания механических систем.* «Наукова Думка».
2. F. M. Lewis, Trans. A.S.M.E., 1932, 54, 258.
3. Кац А. М., Вынужденные колебания при прохождении через резонанс, инженерный сб., т. 3, Вып. 2, 1947.
4. Горчаков Н. Г., Крутильные колебания коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания при прохождении через резонанс, сб. Трудов Лаборатории проблем быстроходных машин и механизмов АН УССР, Киев, 1946.
5. Митропольский Ю. А., Исследование нестационарных колебаний в нелинейных системах, Труды междунар. симпозиума по нелинейным колебаниям, Киев, 1961.
6. A. Dorning, Transients in Simple undamped oscillators under Inertial Disturbances. Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, vol. 26, nr. 2, 1959.
7. I. Fernlund, Running through the critical Speed of a Rotor, Chalmers Teknisko Högskolos Handingar, Göteborg, Nr. 277, 1963.
8. Гробов В. А., Изд-во АН СССР, 1961.
9. Дименберг Ф. М., Шаталов К. Г., Гусаров А. А., Колебания машин. Изд-во «Машиностроение», Москва 1964.
10. Голоскоков Е. Г., Филипов А. П., В кн. «Труды лаборатории гидравлических машин»; АН УССР, 10, Изд-во АН УССР, 10, 1962
11. Динентберг Ф. М., Изд-во АН СССР, М. 1959.

12. Филиппов А. П., *Колебания механических систем «Наукова Думка»*, Киев, 1965.
13. Филиппов А. П., Изв. АН СССР, отпн. 1958, 12.
14. I. Dörr, Ing. Arch. 1943, 14, 167—192.
15. G. Hok, I. Appl. Phys. 1948, 19, 3—7.
16. I. P. Ellington, H. Mc. Callion, J. Roy. Aeronaut. Soc. Go. 549, 1956.
17. A. Capello, Journal of Applied Mechanics, Morch, 1960

О НЕУСТАНОВИВШИХСЯ ДВИЖЕНИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ С ИНЕРЦИАЛЬНЫМ ПРИВОДОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматриваются неустановившиеся движения механической системы с «П» степения свободы без затухания и с вяазким затуханием на конторе действуют везбуждающие силы от пары дебалансов вращающихся в противоположных направлениях.

Для незатухающей системы указывается что если возбуждающие силы получены с постоянным угловым ускорением, то закон движения получается по интегралу Френе. В случае затухания применяя операционный метод установлено что, для той же возбуждающей силы закон движения выражается интегралом вероятности.

В частности рассматриваются неустановившиеся движения вибратора с двумя степенями свободы.

Переход через область резонанса рассматривается при пуске из состояния покоя, установив огибающие кривых перемещений и скоростей при помощи которых можно определить максимальные амплитуды.

ÜBER DIE NICHTSTATIONÄREN BEWEGUNGEN EINES SYSTEMS MIT ERREGUNG DURCH TRÄGHEITSKRÄFTE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Im Beitrag werden die nichtstationären Bewegnugen eines mechanischen Systems mit *n* Freiheitsgraden ohne und mit geschwindigkeitsproportionaler Dämpfung untersucht, welche durch zwei sich im entgegengesetzten Sinn rotierende Unwuchtmassen erregt werden. Für den ungedämpften Fall wird gezeigt, dass die Bewegungsgleichung durch Fresnel-Integrale ausgedrückt werden kann, wenn die Erregerkräfte duch gleichförmig beschleunigte Bewegung der Unwuchtmassen entstehen. Ist auch Dämpfung vorhanden, so wird mit der Operatoren-Methode gezeigt, dass bei derselben Erregung, die Bewegungsgleichungen mit Hilfe von Wahrscheinlichkeits-Integralen geschrieben werden können.

Als Sonderfall werden wir die nichtstationäre Bewegung eines Schwingers mit zwei Freiheitsgraden untersucht. Der Resonanzdurchgang wird untersucht, wenn die Bewegung aus der Ruhelage beginnt und die Gleichungen der Umhüllungskurven des Schwingungsweges und der Schwingungsgeschwindigkeit werden bestimmt. Mit diesen Gleichungen können die Grössewerte der Amplituden berechnet werden.

SISTEME DE ECUAȚII CU DERIVATE PARȚIALE CICLICE *)

DE

V. BABUȚ și O. SLIMAC

Într-o lucrare publicată în anul 1957 [1], O. E. Gheorghiu și B. Crstici au studiat un sistem de două ecuații liniare cu derivate parțiale cu două funcții necunoscute de forma

$$\sum_1^n x_i \frac{\partial F}{\partial x_i} = G, \quad \sum_1^n x_i \frac{\partial G}{\partial x_i} = \lambda F, \qquad (\lambda = \text{const.}) \tag{1}$$

numind perechea de funcții F, G funcții ciclice omogene, în ciclu de perioadă $p=2$ și au stabilit un număr de proprietăți ale acestor funcții.

În prezenta lucrare se studiază un sistem de ecuații cu derivate parțiale liniare și ciclice de forma :

$$\begin{aligned} x_1 \frac{\partial F}{\partial x_1} + x_3 \frac{\partial F}{\partial x_3} + x_5 \frac{\partial F}{\partial x_5} + \sum_6^n x_i \frac{\partial F}{\partial x_i} &= \lambda(x_1, x_2, \ldots, x_n) \cdot G(x_1, x_2, \ldots, x_n) \\ x_2 \frac{\partial G}{\partial x_2} + x_4 \frac{\partial G}{\partial x_4} + \sum_6^n x_i \frac{\partial G}{\partial x_i} &= \mu(x_1, x_2, \ldots, x_n) \cdot F(x_1, x_2, \ldots, x_n) \end{aligned} \tag{2}$$

unde $x_j \in R$, $F(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ și $G(x_1, x_2, \ldots, x_n) : R^n \to R$, iar λ și μ sînt două funcții date în R^n cu valori în R. Operatorii care sînt aplicați în sistemul (2) funcțiilor F și G sînt doi operatori lacunari dintr-o clasă de operatori al căror studiu în general îl vom face într-o altă lucrare.

Dacă pentru cei doi operatori se introduc notațiile

$$\begin{aligned} X_1 &\equiv x_1 \frac{\partial}{\partial x_1} + x_3 \frac{\partial}{\partial x_3} + x_5 \frac{\partial}{\partial x_5} + \sum_6^n x_i \frac{\partial}{\partial x_i} \\ X_2 &\equiv x_2 \frac{\partial}{\partial x_2} + x_4 \frac{\partial}{\partial x_4} + \sum_6^n x_i \frac{\partial}{\partial x_i} \end{aligned} \tag{3}$$

---

*) Prezentată la Sesiunea de comunicări științifice a Institutului Politehnic Timișoara din martie 1966.

sistemul (2) se scrie

$$\begin{aligned} X_1F(x_1, x_2, \ldots, x_n) &= \lambda(x_1, x_2, \ldots, x_n)\cdot G(x_1, x_2, \ldots, x_n) \\ X_2G(x_1, x_2, \ldots, x_n) &= \mu(x_1, x_2, \ldots, x_n)\cdot F(x_1, x_2, \ldots, x_n) \end{aligned} \tag{4}$$

și se vede că este echivalent cu ecuația cu derivate parțiale liniară de ordinul II, după ce s-a eliminat funcția G :

$$X_2X_1F - X_2 \ln|\lambda| \cdot X_1F - \lambda\mu F = 0. \tag{5}$$

O soluție pentru F dată de (5) introdusă în prima ecuație din (4) ne dă funcția G ciclic asociată funcției F considerate. Faptele se petrec și reciproc, adică se poate elimina funcția F din (4) și se obține pentru funcția G o ecuație analoagă cu (5) în care operatorii X_1 și X_2 se permută împreună cu funcțiile λ și μ. Perechea de funcții ciclic asociate F și G față de perechea de funcții date λ și μ se află ca mai sus. În cele ce urmează se va nota

$$\begin{pmatrix} F & G \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} \tag{6}$$

pentru a indica prescurtat faptul că funcțiile F și G, soluții ale sistemului (2) sau (4) sînt ciclic asociate față de perechea de funcții date λ și μ.

Dacă funcțiile date λ și μ verifică respectiv ecuațiile cu derivate parțiale omogene

$$X_1\mu = 0 \quad \text{și} \quad X_2\lambda = 0 \tag{7}$$

atunci sistemul (4) conduce, prin eliminarea funcției F sau G, la aceeași ecuație cu derivate parțiale liniară neomogenă de ordinul II :

$$X_1X_2U = X_2X_1U = \lambda\mu U. \tag{8}$$

În ipoteza (7) avem pentru funcțiile (6) și consecința diferențială :

$$X_1(\mu F^2) = X_2(\lambda G^2) \tag{9}$$

Expresia generală pentru perechea de funcții F și G ciclic asociate prin sistemul de ecuații cu derivate parțiale (4) în ipotezele :

a) $\lambda \equiv 0$, μ oarecare
b) λ oarecare, $\mu \equiv 0$
c) $\lambda \equiv 0$, $\mu \equiv 0$

se prezintă sub forma următoare :

$$\text{a)} \qquad F(x_1, x_2, \ldots, x_n) = \mathfrak{F}\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_3}{x_5}, \frac{x_5}{x_6}, \frac{x_6}{x_7}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_2, x_4\right) \tag{10}$$

unde funcția $\mathfrak{F} : R^n \to R$, este arbitrară iar funcția G are expresia

$$G(x_1, x_2, \ldots, x_n) = \mathcal{G}\left(\frac{x_2}{x_4}, \frac{x_4}{x_6}, \frac{x_6}{x_7}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_1, x_3, x_5\right) + \int \mu \mathfrak{F} \frac{dx_n}{x_n} \tag{11}$$

unde $\mathcal{G}: R^n \to R$ este funcție arbitrară

$$b)\quad F(x_1, x_2, \ldots, x_n) = \mathfrak{L}\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_3}{x_5}, \frac{x_5}{x_6}, \frac{x_6}{x_7}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_2, x_4\right) + \int \lambda\, \mathfrak{M}\, \frac{dx_n}{x_n}$$

$$G(x_1, x_2, \ldots, x_n) = \mathfrak{M}\left(\frac{x_2}{x_4}, \frac{x_4}{x_6}, \frac{x_6}{x_7}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_1, x_3, x_5\right) \tag{12}$$

unde $\mathfrak{L}$ și $\mathfrak{M}: R^n \to R$ sînt funcții arbitrare.

$$c)\quad F(x_1, x_2, \ldots, x_n) = \mathfrak{Q}\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_3}{x_5}, \frac{x_5}{x_6}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_2, x_4\right)$$

$$G(x_1, x_2, \ldots, x_n) = Q\left(\frac{x_2}{x_4}, \frac{x_4}{x_6}, \frac{x_6}{x_7}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_1, x_3, x_5\right) \tag{13}$$

unde $\mathfrak{Q}$ și $Q: R^n \to R$ sînt funcții arbitrare.

Dacă structura funcțiilor λ și μ din sistemul (2) sau (4) nu se precizează atunci soluția sistemului nu se poate exprima printr-o formulă.

In cele ce urmează vom prezenta cîteva proprietăți ale funcțiilor F și G, soluții ale sistemului (4), ciclic asociate în raport cu perechea de funcții date λ și μ, fără a integra sistemul (4).

Proprietatea I. Suma a două sau mai multe perechi de funcții ciclic asociate în raport cu aceleași funcții date λ și μ, este de asemenea o pereche de funcții ciclice asociate, soluții pentru sistemul (4) în raport cu aceleași funcții date λ și μ.

Fie $F_1, F_2, \ldots, F_k$ și $G_1, G_2, \ldots, G_k$ nu număr de k funcții ciclice asociate, soluții pentru sistemul (4), în raport cu funcțiile date λ și μ. Folosind notația (6) putem scrie:

$$\begin{pmatrix} F_i & G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix}, \qquad (i = 1, 2, \ldots, k)$$

$$\sum_{i=1}^{k} \begin{pmatrix} F_i & G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_1^k F_i & \sum_1^k G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} \tag{14}$$

Proprietatea rezultă din faptul că ecuațiile sistemului (4) sînt liniare și deci o suprapunere de soluții este tot o soluție.

Proprietatea II. Dacă F și G este o pereche de funcții ciclice asociate în raport cu perechea de funcții λ și μ date, iar φ o funcție omogenă de gradul zero în raport cu variabilele $x_6, x_7, \ldots, x_n$, atunci perechea de funcții φF și φG este de asemenea ciclic asociată în raport cu aceleași funcții date λ și μ.

Fie

$$\begin{pmatrix} F & G \\ \lambda & \mu \end{pmatrix}$$

iar

$$\varphi = \varphi\left(\frac{x_6}{x_n}, \frac{x_7}{x_n}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}\right) \tag{15}$$

atunci φF și φG trebuie să verifice sistemul de ecuații (4). Într-adevăr

$$\begin{aligned} X_1\varphi F &= \varphi X_1 F + F X_1\varphi = \varphi X_1 F \\ X_2\varphi G &= \varphi X_2 G + G X_2\varphi = \varphi X_2 G. \end{aligned} \tag{16}$$

Aceasta rezultă din proprietatea operatorilor liniari X_1 și X_2 și din faptul că funcția φ fiind omogenă de gradul zero, de argumente specificate în (15) este soluție și a ecuațiilor $X_1\varphi = 0$, $X_2\varphi = 0$. Ținînd seama de sistemul (4) putem scrie

$$\begin{aligned} X_1(\varphi F) &= \varphi X_1 F = \lambda\varphi G \\ X_2(\varphi G) &= \varphi X_2 G = \mu\varphi F \end{aligned} \tag{17}$$

ceea ce cu notația (6) înseamnă

$$\varphi\begin{pmatrix} F & G \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varphi F & \varphi G \\ \lambda & \mu \end{pmatrix}$$

Proprietatea III. O combinație liniară de un număr finit de mai multe perechi de funcții ciclic asociate, soluții distincte ale sistemului (4) în raport cu aceleași funcții λ și μ, coeficienții din combinația liniară fiind funcții omogene de gradul zero în raport cu argumentele $x_6, x_7, \ldots, x_n$, este de asemenea o pereche de funcții ciclice asociate, soluții ale sistemului (4), în raport cu aceleași funcții date λ și μ.

Dacă se dau

$$\begin{pmatrix} F_i & G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix}, \qquad (i = 1, 2, \ldots, p)$$

și

$$\varphi_i\left(\frac{x_6}{x_n}, \frac{x_7}{x_n}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}\right), \qquad (i = 1, 2, \ldots, p)$$

atunci avem pentru combinația liniară:

$$\sum_{i=1}^{p} \varphi_i\left(\frac{x_6}{x_n}, \frac{x_7}{x_n}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}\right) \cdot \begin{pmatrix} F_i & G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} = \sum_{i=1}^{p} \begin{pmatrix} \varphi_i F_i & \varphi_i G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} =$$

$$= \begin{pmatrix} \sum_1^p \varphi_i F_i & \sum_1^p \varphi_i G_i \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F & G \\ \lambda & \mu \end{pmatrix}. \tag{18}$$

Proprietatea IV. Dacă F și G este o pereche de funcții ciclic asociate și $X_1\mu=0$, $X_2\lambda=0$ iar $X_1(\mu F^2)=X_2(\lambda G^2)=V$ și $(X_2-X_1)V=0$, atunci structural funcțiile F și G conțin fiecare două funcții arbitrare.

După (7), (8) și (9) rezultă că funcția V este dată de o funcție arbitrară

$$\mathfrak{F}\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_2}{x_4}, \frac{x_3}{x_5}, x_4x_5, x_6, x_7, x_8, \ldots, x_n\right)$$

iar funcțiile μF^2 și λG^2 se obțin prin integrarea ecuațiilor cu derivate parțiale liniare neomogene de ordinul I :

$$\begin{aligned} X_1(\mu F^2)&=\mathfrak{F}\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_2}{x_4}, \frac{x_3}{x_5}, x_4x_5, x_6, x_7, \ldots, x_n\right)\\ X_2(\lambda G^2)&=\mathfrak{F}\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_2}{x_4}, \frac{x_3}{x_5}, x_4x_5, x_6, x_7, \ldots, x_n\right). \end{aligned} \tag{19}$$

Soluțiile acestor ecuații sînt :

$$\begin{aligned} \mu F^2&=\int \mathfrak{F}\frac{dx_5}{x_5}+\Phi\left(\frac{x_1}{x_3}, \frac{x_3}{x_5}, \frac{x_5}{x_6}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_2, x_4\right)\\ \lambda G^2&=\int \mathfrak{F}\frac{dx_4}{x_4}+\Psi\left(\frac{x_2}{x_4}, \frac{x_4}{x_6}, \ldots, \frac{x_{n-1}}{x_n}, x_1, x_3, x_5\right) \end{aligned} \tag{20}$$

unde Φ și Ψ sînt funcii arbitrare de argumente specificate iar cele două integrale verifică proprietățile :

$$X_1\left(\int \mathfrak{F}\frac{dx_5}{x_5}\right)\equiv\mathfrak{F}, \quad X_2\left(\int \mathfrak{F}\frac{dx_4}{x_4}\right)\equiv\mathfrak{F}. \tag{21}$$

Aceasta rezultă din faptul că μF^2 și λG^2 sînt soluții ale ecuației cu derivate parțiale (19).

Proprietatea V. Dacă F și G este o pereche de funcții ciclic asociate, iar λ și μ sînt funcții omogene de gradul zero în raport cu argumentele $x_6, x_7, \ldots, x_n$, cu produsul $\lambda\mu=\text{const.}>0$ atunci se poate defini produsul a două perechi de asemenea funcții prin următoarea regulă :

$$\begin{pmatrix} F_1 & G_1 \\ 1 & a \end{pmatrix}\begin{pmatrix} F_2 & G_2 \\ 1 & b \end{pmatrix}=\begin{pmatrix} \frac{\sqrt{ab}}{\sqrt{a}+\sqrt{b}}F_1F_2+\frac{1}{\sqrt{a}+\sqrt{b}}G_1G_2 & \sqrt{a}F_1G_2+\sqrt{b}F_2G_1 \\ 1 & (\sqrt{a}+\sqrt{b})^2 \end{pmatrix}$$

Fie F și G o pereche de funcții ciclic asociate care verifică sistemul $X_1F=\lambda G$ și $X_2G=\mu F$. Introducem funcțiile $F_1\equiv F$, $G_1\equiv\lambda G$. Atunci sistemul de mai sus devine

$$X_1F_1=G_1, \quad X_2G_1=\lambda\mu F_1.$$

Acest sistem se mai scrie

$$X_1F=G_1$$
$$X_2G_1=\lambda\mu F_1$$

deci

$$\begin{pmatrix} F & G \\ \lambda & \mu \end{pmatrix} \to \begin{pmatrix} F_1 & G_1 \\ 1 & a \end{pmatrix}.$$

Demonstrația coincide cu cea arătată în [1].

În baza înmulțirii astfel introduse, proprietățile legate de înmulțire, ridicare la putere și împărțirea perechilor de funcții ciclice asociate din lucrarea citată se traduc pentru cazul perechilor de funcții din prezenta lucrare.

BIBLIOGRAFIE

1. O. Em. Gheorghiu și B. D. Crstici, Funcții ciclice în sistem. Bul. Științific al I.P.T. — 1957.

СИСТЕМЫ УРАВНЕНИЙ С ЧАСТИЧНЫМ ПРОИЗВОДНЫМИ

(РЕЗЮМЕ)

Авторы исследуют систему с частичными линейными и циклическими производными (2) применяя пробельные операторы (3).

Даются общие выражения функций F и G (10)—(13). Указываются свойства пары циклических функций F и G совместных отношению к паре данных функций λ и μ в связи с суммированием и умножением на гомогенную функцию нулевого порядка, а также и что касается строения функций F и G.

SYSTEMES D'ÉQUATIONS AVEC DERIVÉES PARTIELLES

(RÉSUMÉ)

Les auteurs étudient le système linèaire et cyclique avec derivées partiélles (2) en utilisant les operateurs lacuneux (3). On donnent les expressions générales des fonctions F et G (10)—(12).

On montre les propriétés de la paire des fonctions cycliques associées F et G en raport de la paire des fonctions donées λ et μ en liaison avec la somme, le produit par une fonction omogene de degrée zero et en ce qui concerne la structure des fonctions F et G.

LEGEA VALORILOR MINIME, INTREGI, POZITIVE IN ANALIZA DIMENSIONALĂ GENERALĂ

DE

C. I. STAICU

1. ANALIZA DIMENSIONALĂ RESTRINSĂ

Fenomenele fizice se descriu cu mărimile fizice definite pînă în prezent: lungimea, forța, etc. Pentru descrierea unui fenomen oarecare sînt necesare m^+ mărimi $A, B, C, \ldots$ dintre mărimile domeniului respectiv: cinematică, mecanică etc. Funcția mărimilor utilizată la descriere este unică pentru fiecare fenomen.

Transformările fenomenelor sînt descrise de relațiile dintre mărimi pentru care se demonstrează în [5], [6] că pot fi puse sub forma

$$P=kA^aB^bC^c \ldots, \tag{1}$$

în care exponenții de mărime și factorul numeric adimensional k sînt numere pure și pot lua orice valoare întreagă sau rațională, pozitivă sau negativă. Pentru un fenomen fizic dat, exponenții de mărime și factorul numeric admit valori unice.

In anumită condiție, valorile exponenților de mărime pot fi stabilite cu ajutorul analizei dimensionale. Această metodă se bazează pe principiul omogenității enunțat de Fourier, conform căruia în relația (1), mărimile fundamentale din cei doi membri sînt respectiv la aceeași putere.

Pentru stabilirea prin analiza dimensională a exponenților de mărime se iau în considerare dimensiunile mărimilor utilizate la descriere, scrise în baza unui sistem dimensional cu d^+ mărimi fundamentale

$$[A]=[L^{la}M^{ma}T^{ta}\ldots]$$
$$\ldots\ldots\ldots\ldots, \tag{2}$$

și se introduc în (1); condiția impusă de principiul omogenității se exprimă

prin sistemul de ecuații (3) format din e^+ ecuații liniare, neomogene cu n^+ necunoscute

$$\sum_{i=a}^{m} x_i \cdot i = x_p \tag{3}$$

în care x este exponentul de dimensiune $(l, m, t, \ldots)$.

Numărul necunoscutelor rezultă din relația $n^+ = m^+ - 1$ iar numărul ecuațiilor rezultă din inegalitatea $e^+ \leqslant d^+$ deoarece se scriu totdeauna pentru fiecare mărime fundamentală.

Metoda dimensională cunoscută din literatura de specialitate [1—7], constituie analiza dimensională restrînsă și poate fi aplicată cînd $e^+ \geqslant n^+$ adică numai fenomenelor și sistemelor dimensionale care îndeplinesc următoarea condiție: numărul mărimilor utilizat la descriere este mai mare cel mult cu o unitate decît numărul ecuațiilor distincte care se obțin cu sistemul dimensional utilizat.

2. ANALIZA DIMENSIONALĂ GENERALĂ

Metoda dimensională care se aplică fenomenelor pentru care $e^+ < n^+$ constituie analiza dimensională generală.

Se demonstrează în [8] că pentru generalizarea utilizării analizei dimensionale, este necesar ca relația dintre mărimi să se scrie sub forma

$$M^m N^n P^p \ldots = k A^a B^b C^c \ldots \tag{4}$$

care reprezintă teorema fundamentală a analizei dimensionale generale.

Dacă se introduc în (4) ecuațiile (2), rezultă că principiul omogenității se exprimă prin sistemul de ecuații (5)

$$\sum_{i=a}^{1} x_i \cdot i = \sum_{i=m}^{z} x_i \cdot i \tag{5}$$

format din e^+ ecuații liniare, omogene cu n^+ necunoscute. În analiza dimensională generală sînt valabile relațiile $n^+ = m^+$ iar $e^+ \leqslant d^+$.

Distribuția prealabilă a mărimilor între cei doi membri ai relației și afectarea de exponenți necunoscuți la toate mărimile au drept consecință faptul că se elimină valorile negative, respectiv raționale, pentru exponenții de mărime.

3. DIFERENȚA CARACTERISTICĂ UNITARĂ

Valorile arbitrare din cîmpul numerelor întregi, pozitive, care mai pot fi luate în considerare la rezolvarea unui sistem de ecuații (5), conduc totuși la o infinitate de soluții care determină același număr de relații dimensional valabile.

În vederea stabilirii unui criteriu în baza căruia să se poată selecta soluția cu valorile unice ale exponenților de mărime corespunzătoare relației fizic valabilă, se examinează la început un caz particular, în care diferența $n^+—e^+$, denumită diferență caracteristică, are valoarea unitară în analiza dimensională generală. Cazul particular este reprezentat de un fenomen fizic cu $n^+=4$ mărimi și un sistem dimensional cu $d^+=3$ mărimi fundamentale.

În baza teoremei fundamentale a analizei dimensionale restrînse, relația de legătură dintre mărimi este de forma

$$P=kA^aB^bC^c; \tag{6}$$

prin introducerea în (6) a dimensiunilor (2), și prin aplicarea principiului omogenității, se obține sistemul de ecuații determinat

$$\sum_{i=a}^{c} x_i \cdot i = x_p, \tag{7}$$

în care x este exponentul de dimensiune, format din $e^+=3$ ecuații lineare, neomogene cu $n^+=3$ necunoscute. Fiind respectată condiția din algebră $e^+=n^+$, sistemul (7) admite soluțiile unice $a=\Delta_a/\Delta_s$, etc.

În baza teoremei fundamentale a analizei dimensionale generale, relația de legătură dintre mărimi este de forma

$$P^{p'}=kA^{a'}B^{b'}C^{c'}; \tag{8}$$

prin introducerea în (8) a dimensiunilor (2) și prin aplicarea principiului omogenității se obține sistemul de ecuații nedeterminat

$$\sum_{i=a'}^{e'} x_i \cdot i = x_p \cdot p', \tag{9}$$

format din $e^+=3$ ecuații lineare, omogene cu $n^+=4$ necunoscute. Întrucît $n^+=4>e^+=3$ iar $n^+—e^+=1$, pentru rezolvarea sistemului de ecuații (9) este necesar să se adopte un parametru arbitrar. În acest caz, sistemul admite soluțiile $a'=p'\cdot\Delta_a/\Delta_s$, etc.

Rezultă deci că pentru același fenomen se obțin soluții unice în analiza dimensională restrînsă și o infinitate de soluții în analiza dimensională generală.

Pentru stabilirea condițiilor în care analiza dimensională generală conduce la valorile unice ale exponentelor de mărime, se examinează toate cazurile posibile referitoare la natura soluțiilor din analiza dimensională restrînsă.

Valori întregi. Pentru relația din analiza dimensională restrînsă, exponenții de mărime au valorile întregi a, b, c, iar pentru relația din analiza dimensională generală, au valorile a', b', c' și p' care, de asemenea, sînt întregi. Soluțiile conduc la relațiile $ap'=a'$, $bp'=b'$ și $cp'=c'$ din care rezultă că valorile din analiza dimensională restrînsă și generală sînt respectiv aceleași $a'=a$, $b'=b$, $c'=c$, numai cînd parametrul arbitrar p' are valoarea unitară.

Valori întregi și raționale. Se consideră că în analiza dimensională restrînsă, exponentul mărimii A, de exemplu, are valoare rațională iar exponenții mărimilor B și C au valori întregi; în analiza dimensională generală, toți exponenții de mărime admit valori întregi.

Compararea valorilor din analiza dimensională restrînsă și generală nu poate fi făcută direct pentru exponentul mărimii A datorită naturii lor diferite. În vederea comparării, este necesar ca exponentul de mărime rațional să fie transformat în număr întreg. Această transformare nu influențează asupra valabilității relației deoarece se poate obține o relație echivalentă. Rezultă relațiile $a_0/a_1 \cdot p' = a'$, $bp' = b'$ și $cp' = c'$.

Întrucît necunoscuta p' poate lua valorile șirului natural de numere, fiind exponent de mărime în relația din analiza dimensională generală, iar a_1 are o valoare întreagă, relativ minimă, provenită de la numărul rațional, rezultă că este necesar ca $p' = \text{mult. } a_1 = x \cdot a_1$.

În aceste condiții, transformarea valorii raționale din analiza dimensională restrînsă, poate fi făcută fără a se afecta valoarea numărătorului, amplificînd fracția cu valoarea numitorului în care caz $x = 1$ iar $p' = a_1$. Rezultă deci că exponentul mărimii A va avea în analiza dimensională generală valoarea numitorului exponentului rațional de la aceeași mărime care se obține în analiza dimensională restrînsă.

Se constată că parametrul arbitrar p' are, și în acest caz, o valoare minimă din șirul natural de numere; această valoare este relativ minimă fiind condiționată de numărul rațional. Condiția suplimentară rezultă din necesitatea transformării numărului rațional în număr întreg. Pentru exponenții de mărime b și c, parametrul arbitrar admite valoarea unitară.

Valoarea parametrului arbitrar p' determinată din compararea soluției raționale este mai mare ca unitatea, condiția impusă fiind mai restrictivă. Această valoare trebuie luată în considerare și pentru soluțiile corespunzătoare exponenților de mărime întregi b și c.

Valori raționale. În acest caz, exponenții de mărime din analiza dimensională restrînsă au valori raționale iar cei din analiza dimensională generală admit numai valori întregi. Din soluții rezultă relațiile $a_0/a_1 \cdot p' = a'$, etc.

În mod similar cazului precedent, parametrul arbitrar p' trebuie să satisfacă simultan trei condiții conform cărora

$$p' = \text{mult.}(a_1, b_1, a) = xyz \cdot a_1 b_1 c_1.$$

Pentru a se obține în analiza dimensională generală aceleași valori ale exponenților de mărime ca în analiza dimensională restrînsă este necesar ca toți exponenții de mărime raționali să fie transformați în numere întregi. Această transformare nu mai poate fi făcută fără să fie afectate valorile numărătorilor de la fracțiile respective, ca în cazul unui singur exponent de mărime rațional. Amplificarea lor trebuie făcută cu $p' = \text{mult.}(a_1, b_1, c_1)$ în care caz $xyz = 1$ iar $p' = \text{c.m.m.c.m.}(a_1, b_1, c_1)$. Rezultă deci că exponenții de mărime din analiza dimensională generală vor avea valorile,

$$a' = a_0 \frac{\text{c.m.m.c.m. } (a_1 b_1 c_1)}{a_1}$$

și similar pentru b' și c'.

Valoarea parametrului arbitrar este și în acest caz o valoare minimă a șirului natural de numere fiind dată de cel mai mic comun multiplu al numitorilor de la valorile funcționale ale exponenților de mărime care se obțin în analiza dimensională restrînsă.

Rezultă din această examinare că valoarea parametrului arbitrar necesară în analiza dimensională generală pentru obținerea aceloraşi valori ale exponenților de mărime ca în analiza dimensională restrînsă, este minimă în șirul natural de numere și egală cu unitatea sau cu cel mai mic comun multiplu al numitorilor de la exponenții de mărime raționali care se obțin în analiza dimensională restrînsă. Valorile exponenților de mărime din analiza dimensională generală sînt, în mod corespunzător, minime și au valorile întregi din analiza dimensională restrînsă sau valorile întregi care se obțin prin amplificarea valorilor raționale din analiza dimensională restrînsă cu cel mai mic comun multiplu al numitorilor de la aceste valori.

Cu valorile șirului natural de numere și ecuațiile cazului cu valori întregi se obțin soluțiile $a, 2a, \ldots na$; $b, 2b, \ldots nb$; etc. Cu valorile șirului natural de numere care satisfac condiția $p' = \text{mult.}(a_1, b_1, c_1)$ și ecuațiile cazurilor cu valori raționale se obțin soluții similare. Relațiile corespunzătoare acestor soluții sînt respectiv echivalente. Pentru a se lucra cu relații cît mai simple, dintr-un șir de relații echivalente, se reține relația cu exponenții de mărime, relativ, cei mai mici. Acest rezultat este compatibil cu următorul enunț ; exponenții de mărime din relațiile netematice ale fizicii, care au diferența caracteristică unitară și s-au scris în conformitate cu teorema fundamentală a analizei dimensionale generale, admit valorile minime, întregi, pozitive ale soluției care verifică sistemul nedeterminat de ecuații diofantice furnizat de principiul omogenității.

4. DIFERENȚA CARACTERISTICĂ MAI MARE CA UNITATEA

In cazul fenomenelor și a sistemelor dimensionale pentru care diferența caracteristică $n^+ - e^+$ are o valoare mai mare ca unitatea, sînt necesari mai mulți parametri arbitrari. Demonstrația prezentată în cazul particular examinat mai sus devine dificilă ; aceste dificultăți se măresc o dată cu creşterea diferenței caracteristice. Pentru acest caz, $n^+ - e^+ > 1$, se ia în considerare posibilitatea schimbării sistemului dimensional.

Se știe că pentru exprimarea dimensiunilor mărimilor fizice se dispune de mai multe sisteme dimensionale. In prezent numărul acestora este restrîns ; în mecanică, de exemplu, pot fi utilizate trei sisteme dimensionale cu $d^+ = 2$, $d^+ = 3$, respectiv $d^+ = 4$ mărimi fundamentale. In acest domeniu, pentru un fenomen fizic descris cu $n^+ = 5$ mărimi și un sistem dimensional cu $d^+ = 4$ mărimi fundamentale, analiza dimensională restrînsă poate stabili valorile unice ale exponenților de mărime. Pentru acelaşi fenomen fizic dar cu un sistem dimensional cu $d^+ = 2$ mărimi fundamentale, în analiza dimensională generală este necesar să se introducă trei parametri arbitrari $(n^+ - e^+ = 3)$.

Pentru simplificarea demonstrației, în cele ce urmează se examinează cazul mai simplu în care diferența caracteristică $n^+ - e^+ = 2$.

In cazul unui fenomen fizic descris cu $n^+ = 4$ mărimi și pentru un sistem dimensional cu $d^+ = 3$ mărimi fundamentale, s-au stabilit anterior în analiza dimensională restrînsă soluțiile unice pentru exponenții de mărime.

Se consideră relația (8) care a fost scrisă în conformitate cu teorema fundamentală a analizei dimensionale generale în care se introduc dimensiunile mărimilor scrise în baza unui sistem dimensional cu $d^+ = 2$ mărimi fundamentale.

Condiția impusă de respectarea principiului omogenității se exprimă prin sistemul de ecuații nedeterminat

$$\sum_{i=a}^{c'} x_l \cdot i = x_p \cdot p', \tag{10}$$

în care x reprezintă exponenții de dimensiune l' și t', format din $e^+ = 2$ ecuații liniare, omogene cu $n^+ = 4$ necunoscute.

Se consideră exponenții de mărime p' și c' drept parametrii arbitrari. Soluțiile sistemului (10) vor fi

$$a' = \frac{p'\Delta'_{p,b} - c'\Delta'_{c,b}}{\Delta'_{a,b}}; \quad b = \frac{p'\Delta'_{a,p} - c'\Delta'_{a,c}}{\Delta'_{a,b}}. \tag{11}$$

Se compară aceste soluții din analiza dimensională generală cu soluțiile care s-au obținut în analiza dimensională restrînsă. Pentru transformarea soluțiilor raționale din analiza dimensională restrînsă în soluții întregi, este necesar ca aceste soluții să fie amplificate cu multiplul comun al numitorilor a_1, b_1 și c_1 iar pe baza demonstrației anterioare, factorul de amplificare reprezintă exponentul de mărime p', adică $p' = \text{c.m.m.c.m.}\ (a_1, b_1, c_1)$.

In acest mod se obțin următoarele valori întregi $a = a_0/a_1 = \Delta_a/\Delta_s \cdot p'$ etc.

Rezultă deci că parametrii arbitrari p' și c' trebuie să ia valorile date de relațiile

$$\frac{p'\Delta'_{p,b} - c'\Delta'_{c,b}}{\Delta'_{a,b}} = p' \frac{\Delta_a}{\Delta_s} \quad \frac{p'\Delta'_{a,b} - c'\Delta'_{a,c}}{\Delta'_{a,b}} = p' \frac{\Delta_b}{\Delta_s}, \tag{12}$$

care reprezintă condițiile ca în analiza dimensională generală să se obțină valorile unice ale exponenților de mărime din relația fizic valabilă.

In relațiile (12), determinanții termenilor din stînga conțin exponenți de dimensiune diferiți de cei care compun determinanții termenilor din dreapta deoarece provin de la ecuații dimensionale scrise în baza sistemului cu $d^+ = 2$, respectiv $d^+ = 3$ mărimi fundamentale. Valorile exponenților de dimensiune corespunzători sistemului cu $d^+ = 2$ mărimi fundamentale, se pot deduce din exponenții de dimensiune corespunzători sistemului cu $d^+ = 3$ mărimi fundamentale, cu relațiile

$$\begin{aligned} l_{a'} &= l_a + 3m_a \\ t_{a'} &= t_a - 2m_a. \end{aligned} \tag{13}$$

Valorile determinanților din (12) sînt independente de valorile parametrilor arbitrari p' și c' ; rezultă deci că este necesar ca exponentul de mărime c' să fie de forma

$$c' = p' f_{c'}(b_{a,b,c,p},\ m_{a,b,c,p} \ldots t_{a,b,c,p})$$

în care $f_{c'}$ este o funcție necunoscută.

Prin introducerea relațiilor (13) în (12) și din calculul determinanților, rezultă că funcția necunoscută

$$f_{c'} = f(l_{a,b,c,p},\ m_{a,b,c,p},\ t_{a,b,c,p}) = \frac{\Delta_c}{\Delta_s}.$$

Această funcție reprezintă deci soluția din analiza dimensională restrînsă a exponentului de mărime c iar $c' = p'c$; relații similare rezultă pentru $a' = p'a$ și $b' = p'b$. Cu valorile șirului natural de numere, atribuite parametrului arbitrar p' se obțin soluții care conduc tot la relații echivalente. Rezultă deci că enunțul din cazul particular se păstrează.

Din cele de mai sus au rezultat precizări în legătură cu natura exponenților de mărime din relațiile matematice, care s-au scris în conformitate cu teorema fundamentală a analizei dimensionale generale. Pe aceste rezultate se fundamentează LEGEA VALORILOR MINIME, ÎNTREGI, POZITIVE, care se enunță astfel : Exponenții de mărime din relațiile matematice ale fizicii, scrise în conformitate cu teorema fundamentală a analizei dimensionale generale, admit valorile minime, întregi, pozitive ale soluției care determină relația cea mai simplă din infinitatea de soluții care conduc la relații echivalente.

5. APLICAREA LEGII

Ca să poată fi aplicată legea valorilor minime, întregi, pozitive, este necesar să se rezolve sistemele de ecuații nedeterminate din analiza dimensională generală iar soluțiile să fie astfel sistematizate încît să fie puse în evidență relațiile echivalente.

Cu metodele generale sau speciale, cunoscute din algebră, sistematizarea soluțiilor este, în general, dificilă. Din această cauză aceste sisteme de ecuații se rezolvă progresiv, considerînd ecuațiile separat, în ordinea crescîndă a numărului de termeni ; legea valorilor minime, întregi, pozitive se aplică la fiecare ecuație. Metodologia se exemplifică examinînd încovoierea unei grinzi rezemate de lungime l, acționată de o sarcină concentrată P, dirijată vertical și aplicată într-un punct oarecare situat la distanțele x și y de reazeme ; în funcția mărimilor

$$f(s, E, I, l, P, x, y) = 0$$

mai apar modulul de elasticitate E, momentul de inerție I și săgeata s. Prin introducerea în relația scrisă în baza teoremei fundamentale a analizei dimensionale generale

$$\begin{gathered} a\ b\ c\ d\ e\ f\ g \\ s\ E\ I\ l = k\ P\ x\ y \end{gathered} \tag{14}$$

a dimensiunilor scrise în sistemul cu $d^+=3$ mărimi fundamentale (L, M, T) și prin aplicarea principiului omogenității, se obține sistemul omogen de $e^+=2$ ecuații cu $n^+=7$ necunoscute

$$a-b+4c+d=e+f+g$$
$$b=e.$$

Se consideră ecuația cu cel mai mic număr de termeni din care, în baza legii valorilor minime, întregi, pozitive, se obține $b=e=1$. Prima ecuație devine $(a+4c+d)-(f+g)=2$ de unde, pe aceleași baze, rezultă $a+4c+d=6$ și $f+g=4$ iar $a=c=d=1$ și $f=g=2$.

Relația stabilită din (14) este identică celei care se obține analitic.

BIBLIOGRAFIE

1. P. W. Bridgman, Dimensional Analisis, Revised edition, sixth printing, New-Haven, Yale University Pres, London, Geoffrey Cumberlege, 1949, 113 p.
2. R. Esnault-Pelterie, *L'analyse dimensionelle*, Editions F. Rouge, Lausanne, 1946, 236 p.
3. V. M. Kirpicev, Analiz razmernosti, Izvestia Akademii Nauk SSSR, OTN, nr. 9, 1953, p. 1330—1340.
4. Julio Palacios, *Analyse dimensionelle tradut de l'espagnol par Jean Prévot*, Gauthier — Villars, Paris, 1960, 207 p.
5. I. I. Placinteanu, Mărimi fizice și unitățile lor de măsură, București, Tehnica Militară (Supliment), nr. 1, 52 p.
6. R. Saint Guilhem, Systeme des unités et l'analyse dimensionelle, Annalles des mines, Paris, 137e année, 1948, nr. 5, p. 9—71.
7. Julius Vallot, *Grössengleichungen Einleiten und Dimensionen*, Johann Ambrosius Barth (Verlag), Leipzig, 1957, 280 p.
8. I. C. Staicu, Teorema fundamentală a analizei dimensionale generale, Studii și cercetări științifice-Fizică și științe tehnice, Iași, 1962, Anul XIII, Fascicola 2, p. 159—172.

ЗАКОН МИНИМАЛЬНЫХ, ЦЕЛЫХ, ПОЛОЖИТЕЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ В ОБЩЕМ РАЗМЕРНОМ АНАЛИЗЕ

(РЕЗЮМЕ)

Применение размерного анализа при установлении физических выражений ограничено явлениями для которых число величин описывающих физическое явление превышает на единицу число уравнений получающихся применением принципа однородности.

В общем размерном анализе можно установить физические соотношения и для явлений, которые не удовлетворяют это условие. Такая воз-

можность следует из применения основной теоремы общего размерного анализа, по которой физическое соотношение описывается величинами распределенными между двумя членами с неизвестными степенями всех величин. Система уравнений общего размерного анализа являются диофантными и имеют только целые положительные решения.

Доказывается на основании частного случая общий случай а именно, что единственные значения показателей величин физического соотношения допускает и минимальные значения, которые удовлетворяют систему диофантных уравнений и приводят к эквивалентным соотношениям.

GESETZ DER MINIMALEN, GANZEN UND POSITIVEN WERTE IN DER ALLGEMEINEN DIMENSIONALANALYSE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Anwendung der Dimensionalanalyse zur Festlegung physikalischer Beziehungen ist zur Zeit nur auf solche Erscheinungen begrenzt, bei denen die Anzahl der zur Beschreibung einer gegebenen physikalischen Erscheinung verwendeten Grössen um eine Einheit grösser ist als die Anzahl der einzelnen Gleichungen, die durch Anwendung des Homogenitätsprinzips erhalten werden können.

Durch die allgemeine Dimensionalanalyse können physikalische Beziehungen auch für solche Erscheinungen festgelegt werden, die diese Bedingungen nicht erfüllen. Diese Möglichkeit ergibt sich aus der Anwendung des Grundsatzes der allgemeinen Dimensionalanalyse, auf Grund dessen physikalische Beziehungen geschrieben werden können, indem die Grössen zwischen zwei Glieder gestellt werden und unbekannte Exponenten für alle Grössen aufweisen. Die Gleichungssysteme in der allgemeinen Dimensionalanalyse sind diaphantischer Art und lassen nur ganze positive Lösungen zu.

Es wird zuerst für einzelne, dann für allgemeine Fälle bewiesen, dass einmalige Werte der Grössenexponenten in einer phisikalisch gültigen Beziehung gleichzeitig Mindestwerte zulassen, die diaphantische Gleichungssysteme prüfen und zu gleichwertigen Beziehungen führen.

CALCULUL UNOR INTEGRALE IMPROPRII CU TEOREMA REZIDUURILOR

DE

GH. TUDOR

In lucrarea „Aplicarea calculului reziduurilor la cîteva integrale definite", Dragan Dimitrovski [1], integrînd funcția de variabilă complexă

$$f(z)=\frac{e^{i(az^2+bz)}}{z}\cdot\frac{c+dz^4}{m^4+(nz)^4} \tag{1}$$

pe un anumit contur, stabilește două formule importante, utile pentru calculul unui număr mare de integrale improprii.

In cele ce urmează, ne propunem să generalizăm într-un sens aceste formule, și anume, să considerăm funcția de variabilă complexă

$$f(z)=\frac{e^{i(az^2+bz)}}{z}\cdot\frac{c+dz^{2p}}{m^{2p}+(nz)^{2p}} \tag{2}$$

în care $a\geqslant 0$, $b\geqslant 0$ $(a+b\neq 0)$, $m>0$, $n>0$, $p\geqslant 2$, c și d, reale. Integrînd această funcție pe conturul din fig. 1 și aplicînd teorema reziduurilor avem :

$$\oint_C f(z)\,dz=2\pi i \operatorname*{rez}_{z=z_0} f(z) \tag{3}$$

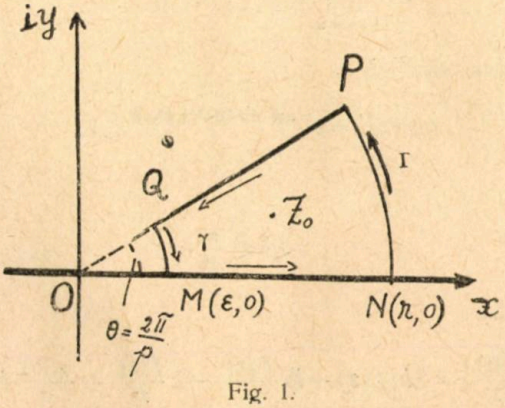


Fig. 1.

unde z_0 e singurul punct singular (pol) al funcției $f(z)$ situat în interiorul curbei C, și anume

$$z_0 = \frac{m}{n} e^{i\frac{\pi}{2p}} \quad \left(\varepsilon < \frac{m}{n} < r\right).$$

Relația (3) se mai poate scrie :

$$\int_\varepsilon^r f(x)\,dx + \int_\Gamma f(z)\,dz + \int_r^\varepsilon f(\rho e^{i\frac{\pi}{p}}) e^{i\frac{\pi}{p}}\,d\rho + \int_\gamma f(z)\,dz = 2\pi i \operatorname*{rez}_{z=z_0} f(z). \tag{4}$$

Pentru cele ce urmează, introducem notațiile următoare :

$$\varphi(z) = e^{i(az^2+bz)}, \quad R(z) = \frac{c+dz^{2p}}{m^{2p}+(nz)^{2p}}, \tag{5}$$

În relația (4) vom face pe $\varepsilon \to 0$ și $r \to \infty$. Vom arăta că integrala pe Γ tinde la 0 o dată cu $r \to \infty$. Pentru aceasta e utilă cunoscuta lemă : Dacă $f(z)$ este continuă în exteriorul unui cerc cu centrul în z_0 (exceptînd eventual z_∞) și dacă

$$\lim_{z \to z_0} (z - z_0) f(z) = 0 \quad \text{atunci} \quad \lim_{r \to \infty} \int_{\widehat{AB}} f(z)\,dz = 0.$$

$\widehat{AB}$ fiind un arc de cerc cu centrul în z_0 și de rază r. Să mai observăm că

$$\lim_{|z| \to \infty} |R(z)| = \text{există și e finită.}$$

Acest lucru rezultă imediat din majorarea :

$$|R(z)| = \frac{|c+dz^{2p}|}{|m^{2p}+(nz)^{2p}|} \leqslant \frac{|c|+|d|\rho^{2p}}{|m^{2p}-(n\rho)^{2p}|}.$$

De asemenea, rezultă cu ușurință că

$$\lim_{|z| \to \infty} |R'(z)| = 0.$$

În sfîrșit, să mai observăm că

$$|\varphi(z)| = e^{-a\rho^2 \sin 2\theta - b\rho \sin \theta} \leqslant 1,$$

pentru orice

$$0 < \theta < \frac{\pi}{p}.$$

Integrînd relația

$$\frac{d}{dz}\left(\frac{f(z)}{z}\right) = 2iaf(z) + ib\frac{f(z)}{z} - 2\frac{f(z)}{z^2} + \frac{\varphi(z)}{z} R'(z) \tag{6}$$

pe conturul Γ, avem :

$$\frac{f(z)}{z}\Big|_{r}^{re^{i\frac{\pi}{p}}} = 2ia\int_{\Gamma} f(z)\,dz + i\beta\int_{\Gamma}\frac{f(z)}{z}\,dz - 2\int_{\Gamma}\frac{f(z)}{z^2} + \int_{\Gamma}\frac{\varphi(z)}{z}\,R'(z)\,dz. \qquad (7)$$

Făcînd în această relație pe $r\to\infty$, în baza lemei amintite și a observațiilor imediat următoare, ultimele trei integrale tind la 0. De asemenea termenul integrat tinde la 0 deoarece

$$\left|\frac{\varphi(z)}{z^2}R(z)\right| \leqslant \frac{|R(z)|}{|z|^2}.$$

Va rezulta că și

$$\int_{\Gamma} f(z)\,dz \to 0$$

cînd $r\to\infty$ dacă $a\neq 0$.

Pentru cazul cînd $a=0$ se integrează pe Γ relația

$$\frac{d}{dz}(f(z)) = ibf(z) - \frac{f(z)}{z} + \frac{e^{ibz}}{z}R'(z)$$

și pe baza unui raționament complet analog, va rezulta că și în acest caz

$$\int_{\Gamma} f(z)\,dz \to 0$$

cînd $r\to\infty$

Pentru a vedea ce se întîmplă cu integrala pe γ cînd $\varepsilon\to 0$ să considerăm seria Laurent a lui $f(z)$ într-o coroană centrată în origine :

$$f(z) = \frac{a_{-1}}{z} + a_0 + a_1 z + a_2 z^2 + \ldots \qquad (8)$$

în care

$$a_{-1} = \lim_{z\to 0} z\cdot\frac{\varphi(z)}{z}\cdot R(z) = \frac{c}{m^{2p}}$$

Integrăm relația (8) pe γ și obținem :

$$\int_{\gamma} f(z)\,dz = \frac{c}{m^{2p}}\int_{\frac{\pi}{p}}^{0}\frac{\varepsilon e^{i\theta}d\theta}{\varepsilon e^{i\theta}} + \sum_{k=0}^{\infty} a_k\varepsilon^{k+1}\int_{\frac{\pi}{p}}^{0} e^{i(k+1)\theta}d\theta. \qquad (9)$$

Făcînd pe $\varepsilon\to 0$, cum integralele din membrul drept au o valoare finită, relația (9) ne dă :

$$\lim_{\varepsilon\to 0}\int_{\gamma} f(z)\,dz = -\frac{c}{m^{2p}}\cdot\frac{\pi}{p}. \qquad (10)$$

După trecerile la limită relația (4) devine:

$$\int_0^\infty f(x)\,dx+\int_\infty^0 f(\rho e^{i\frac{\pi}{p}})\,e^{i\frac{\pi}{p}}\,d\rho-\frac{c}{m^{2p}}\cdot\frac{\pi}{p}\,i=2\pi i\operatorname*{rez}_{z=z_0} f(z) \tag{11}$$

iar

$$\operatorname*{rez}_{z=z_0} f(z)=\lim_{z\to z_0}\frac{\varphi(z)\,(c+dz^{2p})}{[z\,(m^{2p}+n^{2p}z^{2p})]'}=-\frac{cn^{2p}-dm^{2p}}{4\,(mn)^{2p}}\cdot e^{-\frac{m}{n}\left(a\frac{m}{n}\sin\frac{\pi}{p}+b\sin\frac{\pi}{2p}\right)}\times$$

$$\times\left[\cos\left(a\frac{m^2}{n^2}\cos\frac{\pi}{p}+b\frac{m}{n}\cos\frac{\pi}{2p}\right)+i\sin\left(a\frac{m^2}{n^2}\cos\frac{\pi}{p}+b\frac{m}{n}\cos\frac{\pi}{2p}\right)\right]. \tag{12}$$

În sfîrșit, separînd părțile reale și imaginare în relația (11) (punem și $\rho=x$) obținem formulele:

$$\int_0^\infty\left[\sin(ax^2+bx)-e^{-ax^2\sin\frac{2\pi}{p}-bx\sin\frac{\pi}{p}}\cdot\sin\left(ax^2\cos\frac{2\pi}{p}+bx\cos\frac{\pi}{p}\right)\right]\times$$

$$\times\frac{R(x)}{x}\,dx=\frac{c\pi}{pm^{2p}}-\frac{\pi(cn^{2p}-dm^{2p})}{2\,(mn)^{2p}}\cdot e^{-\frac{m}{n}\left(a\frac{m}{n}\sin\frac{\pi}{p}+b\sin\frac{\pi}{2p}\right)}\times$$

$$\times\cos\left(a\frac{m^2}{n^2}\cos\frac{\pi}{p}+b\frac{m}{n}\cos\frac{\pi}{2p}\right) \tag{13}$$

$$\int_0^\infty\left[\cos(ax^2+bx)-e^{-ax^2\sin\frac{2\pi}{p}-bx\sin\frac{\pi}{p}}\cdot\cos\left(ax^2\cos\frac{2\pi}{p}+bx\cos\frac{\pi}{p}\right)\right]\frac{R(x)}{x}\,dx=$$

$$=\frac{\pi(cn^{2p}-dm^{2p})}{2\,(mn)^{2p}}\cdot e^{-\frac{m}{n}\left(a\frac{m}{n}\sin\frac{\pi}{p}+b\sin\frac{\pi}{2p}\right)}\cdot\sin\left(a\frac{m^2}{n^2}\cos\frac{\pi}{p}+b\frac{m}{n}\cos\frac{\pi}{2p}\right) \tag{14}$$

Aceste formule pentru $p=2$ ne dau relațiile obținute în lucrarea amintită la început de Dragan Dimitrovski.

Observații. Metoda folosită aici pentru a arăta că integrala pe Γ tinde la 0 cînd $r\to\infty$, diferă de cea a autorului lucrării amintite. De remarcat că această metodă poate fi folosită și pentru integrala pe γ dar în acest caz calculele sînt mai complicate.

Prin particularizări ale parametrilor a, b, c, d, m, n se obțin o mulțime de integrale improprii, printre care unele clasice [2], [3].

CATEDRA DE MATEMATICI I

BIBLIOGRAFIE

1. D. Dimitrovski, „Application du calcul des résidus aux certains intégrales définies" (serbo-cr.) — Matematička biblioteka — 22, an. 1962, pag. 61—70.
2. W. Gröbner und N. Hofreiter, *Integraltafel, II — Bestimmte Integrale*, Wien, 1958.
3. F. Guglielmino, „Calcolo di integrali singulari mediante il teorema dei residui" Le Matematiche, anno 1961 t. VI, p. 97, Catania.

ВЫЧИСЛЕНИЕ НЕКОТОРЫХ ОБОБЩЕННЫХ ИНТЕРВАЛОВ С ПОМОЩЮ ТЕОРЕМЫ ВЫЛЕТОВ

(РЕЗЮМЕ)

В заметке автор дает два отношения между некоторыми обобщенными интегралами, содержащими несколько параметров. Из этих отношений получается, при частных значениях параметров, ряд обобщенных интегралов, между которыми и классические, хорошо известные интегралы.

CALCUL DES CERTAINES INTÉGRALES GÉNÉRALISÉES À L'AIDE DU THÉORÈME DES RÉSIDUS

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail l'auteur établie deux relations entre certaines intégrales impropres contenantes plusieurs paramètres. De ces relations on obtient pour des valeurs particulières données aux paramètres plusieurs intégrales impropres, parmi lesquelles aussi des intégrales classiques bien connues.

SPECTRE I.R. ALE UNOR STICLE BORICE TERNARE

DE

D. BECHERESCU, I. MENESSY şi V. CRISTEA

Una din preocupările actuale în studiul structurii sticlelor o constituie stabilirea legăturii dintre spectrele I.R. ale acestora şi structura lor. Prin studiul spectrelor I.R. ale oxidului de bor sticlos şi a unor sticle binare pe bază de bor s-a reuşit să se fundamenteze ipoteza asupra naturii moleculare a reţelei B_2O_3 constituită din unităţi structurale B_4O_6 [1], [2] şi de asemenea să se demonstreze capacitatea unor oxizi ca PbO sau Bi_2O_3 de a juca — în funcţie de concentraţia lor în masa sticloasă — fie rol de modificator, fie de formator de reţea [3].

Datele din literatură asupra spectrelor I.R. ale acidului boric şi a B_2O_3 sticlos anhidru sînt contradictorii în ceea ce priveşte atribuirea benzilor caracteristice pentru B_2O_3 [4], [5]. Aceste contradicţii după părerea noastră se datoresc prezenţei apei reţinute fizic şi chimic de către B_2O_3 atît în timpul preparării probei cît şi în timpul înregistrării spectrului, concluzie de altfel prezentă şi în lucrările unor autori care au obţinut aceste spectre în condiţii foarte severe de execuţie [2]. In concordanţă cu aceste lucrări [5] B_2O_3 se caracterizează prin trei benzi intense situate la 718, 1 260 şi 1 330 cm^{-1}.

Incercările de a explica anomalia unor proprietăţi a sticlelor binare pe bază de B_2O_3, luîndu-se în considerare în acelaşi timp şi structura lui moleculară [6] a dus la concluzia că în aceste sticle elementele structurale sînt B_4O_6 şi $B_4O_7^{2-}$ iar proprietăţile sticlei sînt determinate de interacţiunea de natură predominant electrostatică dintre aceste elemente. O consecinţă a acestei reprezentări este stabilirea unei limite superioare a conţinutului în modificator — în masa rezultată la topire — pentru care este încă posibilă obţinerea unei mase cu caracter vitros. Această compoziţie corespunde unui conţinut minim de 67% mol. B_2O_3 adică trecerii în întregime a B_4O_6 în $B_4O_7^{2-}$.

In cadrul lucrării de faţă se cercetează spectrele I.R. ale unor sticle din sistemul B_2O_3—Na_2O—BaO. Explicarea variaţiei unor proprietăţi ale sticlelor din acest sistem sau altele analoage, cum ar fi conductibilitatea electrică cu variaţia conţinutului în oxid alcalinoteros a dus la ipoteza unui caracter „acid" al acestuia din urmă [7].

Cercetările noastre au avut ca scop stabilirea unei legături între spectrele I.R. şi modificările structurale aduse de prezenţa alături de un oxid alcalin a oxidului de bariu în limitele de concentraţie care permit menţinerea capacităţii de vitrefiere. Sintezele au fost efectuate prin topirea la 970 °C a unor amestecuri obţinute din BO_3H_3, Na_2CO_3 şi $Ba(NO_3)_2$.

Cercetările preliminare au arătat că în toate cazurile în care conţinutul de Me^I_2O (Me^I—K, Na), MeO (Me^{II}—Ba, Ca) respectiv $Me^I_2O + Me^{II}O$ (Me^I—Na, Me^{II}—Ba) a depăşit 33% mol, în condiţiile unei răciri obişnuite, masa rezultată la topire prezintă o tendinţă foarte pronunţată de cristalizare. Numai la un conţinut foarte ridicat de BaO (B_2O_3— 25; Na_2O — 12,5; BaO — 62,5% mol) s-a observat la suprafaţă, unde răcirea a fost rapidă, formarea unei cruste subţiri sticloase. (Menţionăm însă că nu s-a urmărit dacă compoziţia acestei cruste corespunde compoziţiei masei supuse topirii.)

Aceste rezultate au arătat că în cazul sticlelor din sistemul studiat se aplică pe deplin concluziile amintite asupra limitelor de compoziţie în care capacitatea de vitrefiere este

pronunțată. Din aceste motive spectrele I.R. s-au urmărit doar pentru sticle la care conținutul minim de B_2O_3 a fost de 67% mol.

Determinările au fost efectuate în două serii. În prima serie s-a variat concentrațiile tuturor componenților în limitele B_2O_3 — 100% ÷ B_2O_3 — 67% iar în seria doua concentrația B_2O_3 a fost menținută constantă și egală cu 67% mol.

Spectrele obținute la un spectrograf U.R. 10 Zeiss Jena în pastile de KBr sînt prezentate în figurile 1 și 2.

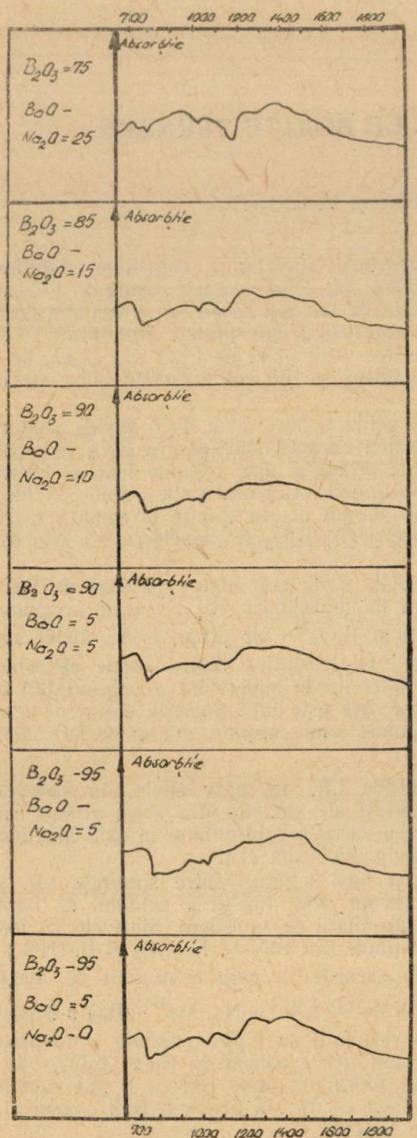


Fig. 1. Spectrele I.R. ale unor sticle din sistemul B_2O_3—BaO—Na_2O.

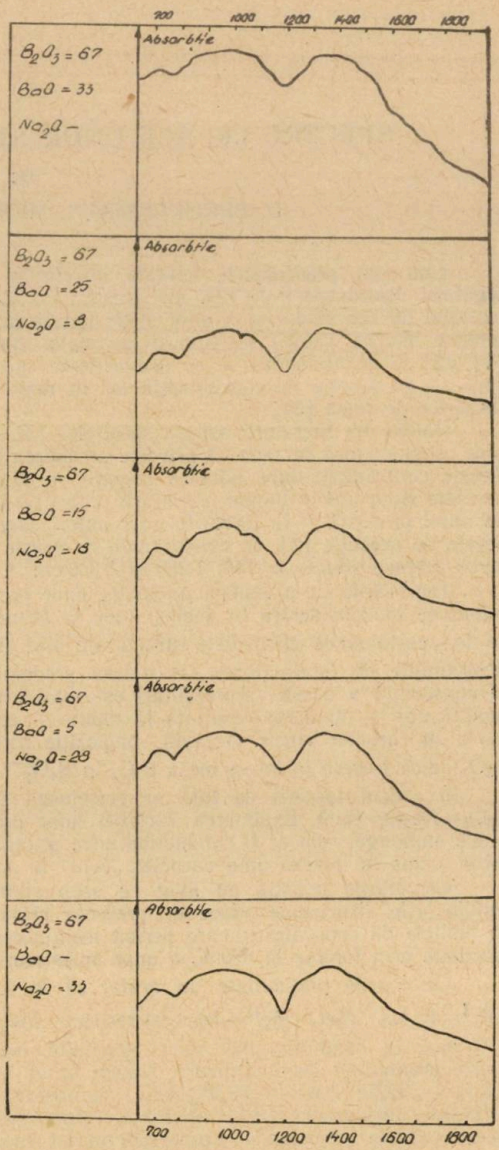


Fig. 2. Spectrele I.R. ale unor sticle de compoziția tetraboratului de sodiu.

In figura 1 nu apare spectrul B_2O_3 întrucît în condițiile de lucru respective nu s-a putut păstra anhidru și ca atare pe spectrul obținut apar benzi caracteristice acidului boric și apei. Este de semnalat însă faptul că prezența doar a 5% Na_2O sau BaO în masa supusă topirii, face ca în spectrul sticlei obținute să nu mai apară benzi caracteristice pentru BO_3H_3 sau H_2O. După cum rezultă din figurile prezentate spectrele I.R. ale sticlelor binare sau ternare se caracterizează prin existența unor benzi în domeniile a) 705—710 cm^{-1}, b) 800—1 100 cm^{-1} c) 1200—1 400 cm^{-1}. Banda de la 705—710 cm^{-1} în limitele compozițiilor urmărite se păstrează practic nemodificată și corespunde ca formă cu poziția benzii de la 718 cm^{-1} a B_2O_5. Admițînd că elementele structurale din sticlele studiate sînt B_4O_6 și B_4O_7 această bandă se poate atribui vibrației unei legături B—O în care atomul de oxigen joacă rol de punte între doi atomi de bor sau unei vibrații de deformare δB—O—B, întrucît în cele două elemente structurale numărul legăturilor B—O—B este același. De altfel invarianța acestei benzi poate să constituie și o confirmare a ipotezei conform căreia prezența modificatorilor determină trecerea B_4O_6 în $B_4O_7^{2-}$; deoarece în cazul formării unor ortoborați depolimerizarea ar fi inevitabil însoțită de modificarea tuturor benzilor.

În domeniul 1 200—1 400 cm^{-1} benzile B_4O_6 indicate în literatură se situează la 1 260 și 1 330 cm^{-1}. Este de remarcat că în cazul B_4O_6 aceste benzi nu apar întotdeauna distincte ci uneori sub forma unei benzi cu umăr la 1 330 cm^{-1}. În cazul sticlelor studiate la concentrații scăzute în Na_2O, BaO sau Na_2O+BaO, în acest domeniu apar două benzi largi distincte, a căror poziție variază puțin de la o compoziție la alta. Aceste benzi sînt influențate de creșterea conținutului în oxid metalic al probei, la compoziții corespunzînd tetraboratului ele confundîndu-se sub forma unei benzi situată la 1 350—1 360 cm^{-1} cu un umăr la 1 260—1 270 cm^{-1}.

Domeniul în care apar benzi caracteristice tetraboratului este situat între 800—1 100 cm^{-1}. În acest domeniu în spectrul B_2O_3 sticlos nu apare nici o bandă în timp ce în sticlele studiate se evidențiază două benzi largi la ≈ 960 și 1 045—1 070 cm^{-1} cu mici variații în ceea ce privește poziția lor în spectre. Intensitatea relativă a acestora crește în mod regulat cu concentrația în oxid metalic, creșterea fiind mai pronunțată pentru banda de la 960 cm^{-1}. Rezultă deci că formarea tetraboratului din B_4O_6 în spectrul I.R. se manifestă prin modificări relativ mici în ceea ce privește benzile B_4O_6 din domeniul 1 200—1 400 cm^{-1} și prin apariția unui grup de benzi largi și intense în domeniul 800—1 100 cm^{-1}.

După cum este de așteptat Na_2O și BaO au același rol (de modificator) în sticlele binare. Acest fapt este ilustrat de identitatea spectrelor I.R. corespunzînd unor sticle ce conțin acești oxizi în concentrație egală.

De asemenea se observă că în cazul sticlelor ternare spectrele care se obțin pentru o anumită valoare a concentrației totale în oxizi metalici sînt identice cu cele obținute pentru aceeași valoare a concentrației în oxid metalic al unei sticle binare. De aici rezultă concluzia că oxidul de bariu se comportă identic în sticlele ternare ca și în sticlele binare, deci are rol de modificator. În măsura în care oxidul de bariu ar ocupa o poziție de formator în rețeaua sticlei ternare, aceasta s-ar evidenția în spectrul I.R. prin evoluția în sens invers față de creșterea concentrației în Na_2O a benzilor din domeniul 800—1 100 cm^{-1}. Cu toate acestea — după cum rezultă și din spectrele I.R. — nu se poate face o analogie totală între comportarea oxidului de bariu în sticlele binare și în cele ternare. Această diferență apare evidentă în spectrele I.R. prezentate în figura 2. Din această figură se observă că la toate sticlele care conțin alături de B_2O_3 — în proporție de 67% mol — ambii oxizi metalici, scindarea grupului de benzi din domeniul 800—1 1000 cm^{-1} este netă, analog cu situația din spectrele I.R. ale sticlelor cu un conținut de B_2O_3 mai mare de 67% mol cuprinse în figura 1. Dimpotrivă în spectrele I.R. ale sticlelor binare de compoziția tetraboratului de sodiu și tetraboratului de bariu în domeniul amintit apare o singură bandă largă. Scindarea aceasta poate fi pusă pe seama unei interacțiuni B_4O_6—$B_4O_7^{2-}$ posibilă în principiu doar în sticlele cu un conținut de B_2O_3 mai mare de 67% mol.

Evidențierea ei și în cazul sticlelor ternare de compoziția tetraboratului sugerează (acceptînd presupunerea anterioară) existența unei cantități oarecare de B_4O_6 și deci implicit capacitatea oxidului de bariu de a se comporta ca un „acid" în sistemul studiat. După cum rezultă însă din determinările prezentate, în măsura în care am accepta posibilitatea ca oxidul de bariu să aibe și caracter acid în sistemul ternar dat, acest caracter este mult mai puțin pregnant decît caracterul bazic și nu poate constitui o bază pentru explicarea variațiilor anormale ale proprietăților sticlelor ternare pe bază de bor.

De altfel însăşi faptul că variaţii analoage de conductibilitate s-au observat şi la sisteme ternare ce conţin doi oxizi alcalini diferiţi [8] arată că originea acestor anomalii nu trebuie căutată în diferenţa de bazicitate a celor doi oxizi metalici.

In concluzie, pe baza studiului spectrelor I.R. ale sticlelor din sistemul B_2O_3—Na_2O—BaO s-a arătat că aceste sticle sînt alcătuite din elemente structurale B_4O_6 şi $B_4O_7^{2-}$. Caracterul acid al oxidului de bariu în sticlele borice ternare cerut de teoria ecranării [7] este foarte greu de sesizat, el avînd în mod preponderent rol de modificator de reţea.

BIBLIOGRAFIE

1. K. Fajans, S. V. Barker, J. Amer. Chem. Soc. 74, 2761 (1952).
2. T. A. Sidorov, N. N. Sobolev, Optica i Spectroscopia III, 6, 560 (1957).
3. S. M. Brehovskih, V. P. Ceremisinov, Stecloobraznoie sostoianie. Trudî III vsesoiuznogo sovesciania. Leningrad. Izd. Akad. Nauk. S.S.S.R. Moskva — 1960 — Leningrad, p. 219.
4. F. Matosi, H. Bluschke, Zsft. Phys. 108, 295, 1938.
5. S. Anderson, J. Amer. Ceram. Soc. 38, 10, 370 (1950).
6. T. A. Sidorov, Stecloobraznoie sostoianie. Trudî IV vsesoiuznogo sovesciania. Leningrad, Izd. „Nauka", Moskva — 1965 — Leningrad, p. 221.
7. P. Beyersdorfer, *Glashüttenkunde*. Leipzig 1964, p. 68.
8. A. O. Ivanov, Stecloobraznoie sostoianie. Trudî IV vsesoiuznogo sovesciania. Leningrad Izd. „Nauka", Moskva — 1965 — Leningrad, p. 283.

ИНФРАКРАСНЫЕ СПЕКТРЫ НЕКОТОРЫХ БОРНЫХ ТРЕТЬИЧНЫХ СТЕКОЛ

(РЕЗЮМЕ)

Исследуется инфракрасные спектры некоторых стекол системы B_2O_3—Na_2O—BaO в пределах состава 100%—67% B_2O_3.

Полученные спектры показывают что щелочная окись и щелочно-земельская окись имеют одинаковые поведения модификатора — в стекольной решетке.

I.R.-SPEKTREN VON EINIGEN TERNAREN BORGLÄSERN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wurden die I.R.-Spektren von einigen Gläsern aus dem B_2O_3—Na_2O—BaO-System, mit einem B_2O_3-Gehalt zwischen 100% und 67%, untersucht.

Die erhaltenen Spektren zeigen dass das Alkalioxyd und das Erdalkalioxyd dasselbe Verhalten als Netzwerkwandler, im untersuchtem Glas, haben.

ASUPRA COEFICIENȚILOR PARȚIALI DE TRANSFER DE CĂLDURĂ LA FLUIDIZARE *)

DE

V. BIBOLARU

Pentru cunoașterea și verificarea unor date, cu privire la regimul optim de funcționare al reactoarelor cu fluidizare, s-au făcut determinări experimentale cu privire la :

— variația coeficientului parțial de transfer de căldură, în funcție de nivelul considerat în strat, la diferite viteze ale agentului de fluidizare ;

— variația aceluiași coeficient, în funcție de viteza agentului de fluidizare, la diferite nivele considerate în stratul de fluidizare și

— distribuirea izocurbelor de transfer parțial de căldură.

In literatură a apărut un mare număr de lucrări cu privire la aspectele foarte variate ale fluidizării [1], [2], [3]. Problema nu este pe deplin rezolvată și prezintă multe aspecte nelămurite [4], [5], [6], [7].

S-au efectuat determinări experimentale pe o instalație, asemănătoare unora din literatură, adaptată condițiilor de lucru.

Intr-un tub de sticlă (*17*) cu ϕ int. 64,1 mm, grosimea peretelui 1,9 mm, se fluidizează cu un curent de aer stratul de particule aflat deasupra sitei (*13*). Au fost fluidizate particule de sticlă cuprinse între sitele 07 și 05 STAS 1077-50. Inălțimea stratului imobil 20 mm. Temperatura în strat se măsoară cu termometru (*10*) iar la suprafața interioară și exterioară a tubului cu termocupluri (*12*), (*11*), confecționate din sîrmă Cr, Ni-constantan (ϕ 0,15, 0,2 mm). Pentru acoperire, peste termocupluri s-a aplicat un strat subțire de silicat de sodiu. Incălzirea s-a făcut cu un manșon de tablă, cu apă (*5*), alunecător pe două bare (*18*) și prevăzut în interior cu o rezistență electrică (*7*) montată într-o serpentină (*6*). Agentul de fluidizare (aer) a fost debitat de o suflantă (*1*). Pentru măsurarea vitezei agentului de fluidizare s-a folosit diafragma (*4*).

S-au adoptat condiții de lucru asemănătoare celor industriale.

Pentru determinarea coeficientului parțial de transfer de căldură, se măsoară temperatura suprafeței exterioare și interioare a tubului de sticlă

*) Comunicată la sesiunea de comunicări din 13—14 mai 1967 a I.P.T.

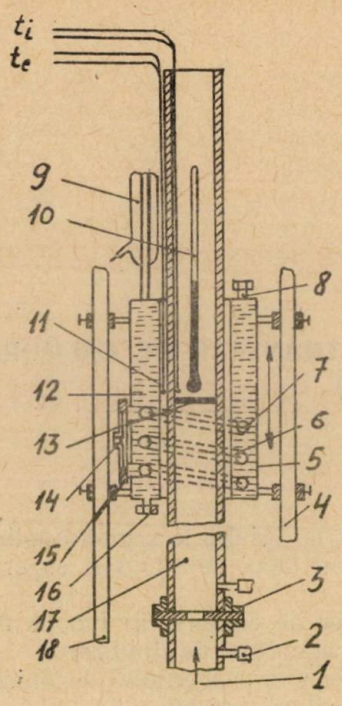


Fig. 1.:
1 — suflantă; *2* — priză aer; *3* — flanșă; *4* — diafragmă; *5* — manșon mobil pentru încălzire; *6* — serpentină; *7* — rezistență electrică; *8* — tub pentru umplere; *9* — refrigerent; *10* — termometru; *11, 12* — termocuplu; *13* — sită-suport; *14* — priză electrică; *15* — placă izolatoare; *16* — tub pentru golire; *17* — tub de sticlă; *18* — bare de alunecare.

și temperatura stratului fluidizat pe axul tubului. Cunoscînd grosimea (δ) și conductibilitatea termică (λ) a peretelui de sticlă, se poate determina coeficientul parțial de transfer de căldură de la perete la stratul fluidizat:

$$\frac{\Delta t_1}{\Delta t_2} = \frac{R_1}{R_2}$$

Δt_1 — diferența între temperatura suprafeței exterioare și interioare a peretelui de sticlă;

Δt_2 — diferența între temperatura suprafeței interioare a tubului și temperatura medie a stratului fluidizat;

R_1, R_2 — rezistența termică a peretelui de sticlă și a stratului limită. Pentru tuburi cu diametru mare și grosimea peretelui mică, rezistențele termice R_1 și R_2 sînt date de relațiile:

$$R_1 = \frac{\delta}{\lambda}; \quad R_2 = \frac{1}{\alpha}$$

α — coeficientul parțial de transfer de căldură de la perete la stratul fluidizat;

λ — coeficientul de conductibilitate termică a peretelui de sticlă;

δ — grosimea peretelui de sticlă.

Din aceste relații se calculează α măsurînd temperaturile corespunzătoare.

Termocuplurile, aplicate pe suprafețele calde, nu indică decît aproximativ temperaturile acestora [8], [9]. Erorile privind valoarea absolută a coeficientului α nu afectează alura curbelor.

Experimental, s-a cercetat dependența coeficientului parțial de transfer de căldură în funcție de nivelul din stratul fluidizat.

Pentru a cunoaște influența agentului de fluidizare, a sitei-suport și a granulelor s-au făcut determinări comparative.

Pentru anumite valori ale vitezei agentului de fluidizare, variațiile în tub gol și cu fluidizare se aseamănă ca alură, însă, datorită acțiunii granulelor, coeficientul parțial de transfer de căldură la fluidizare are valori mult mai mari. Cele mai mici valori și variații se obțin în cazul determinărilor executate în prezența sitei-suport liberă de granule. Sita-suport *micșorează* turbulența agentului de fluidizare.

Figura 3 reprezintă variația Re — v, pentru aer.

v — viteza agentului de fluidizare, m/s;

Re — cifra Reynolds.

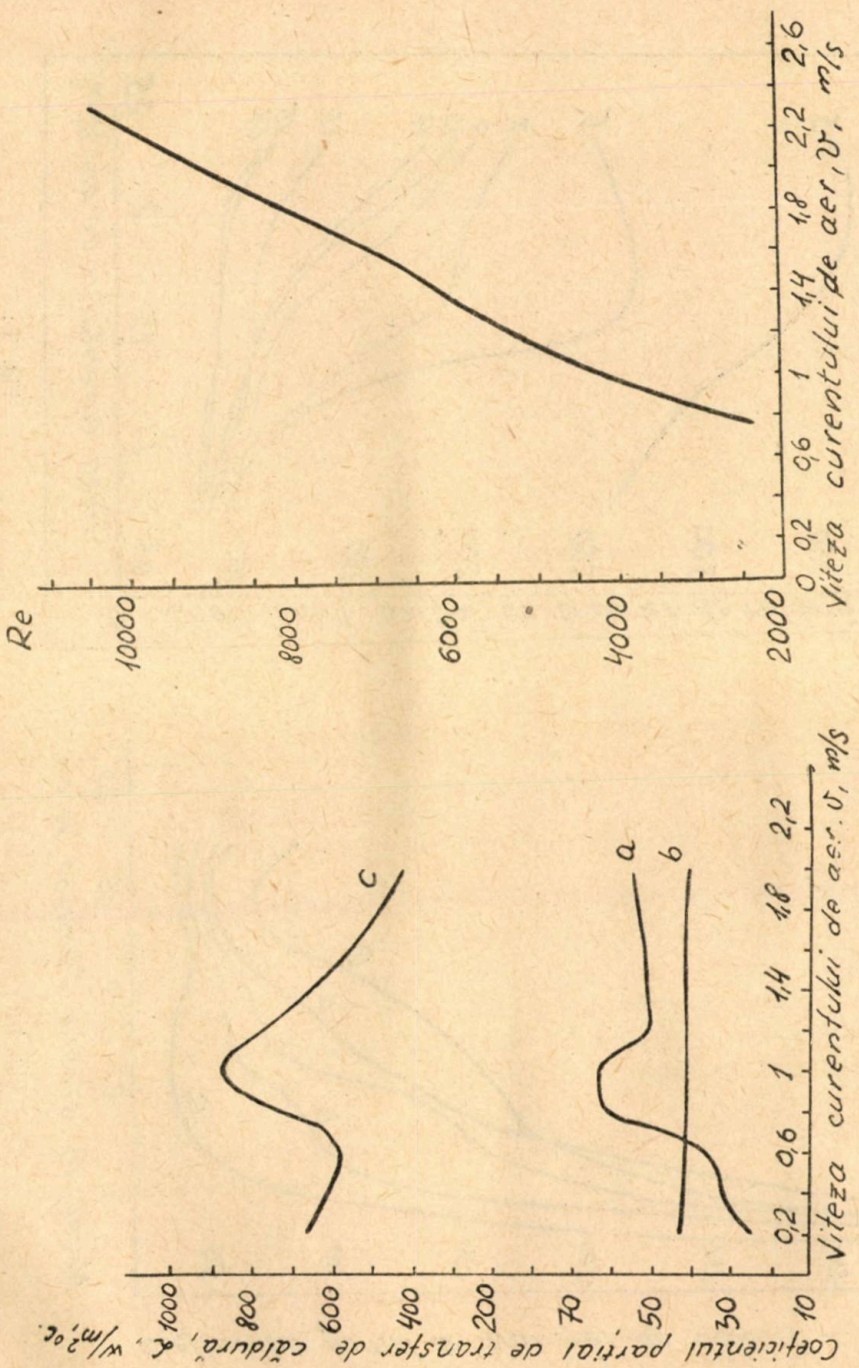


Fig. 3.

Fig. 2.:
a — determinări în tub gol; b — determinări în tub gol cu sita-suport;
c — determinări în tub cu fluidizare.

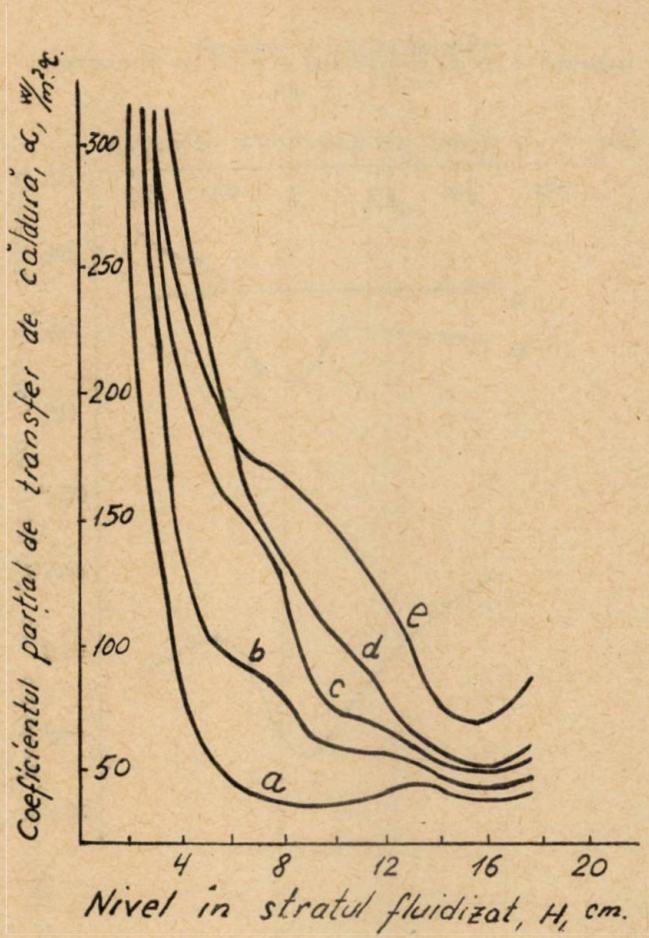


Fig. 4.:

a — viteza curentului de aer 0,748 m/s; *b* — viteza curentului de aer 1,312 m/s; *c* — viteza curentului de aer 1,692 m/s; *d* — viteza curen-

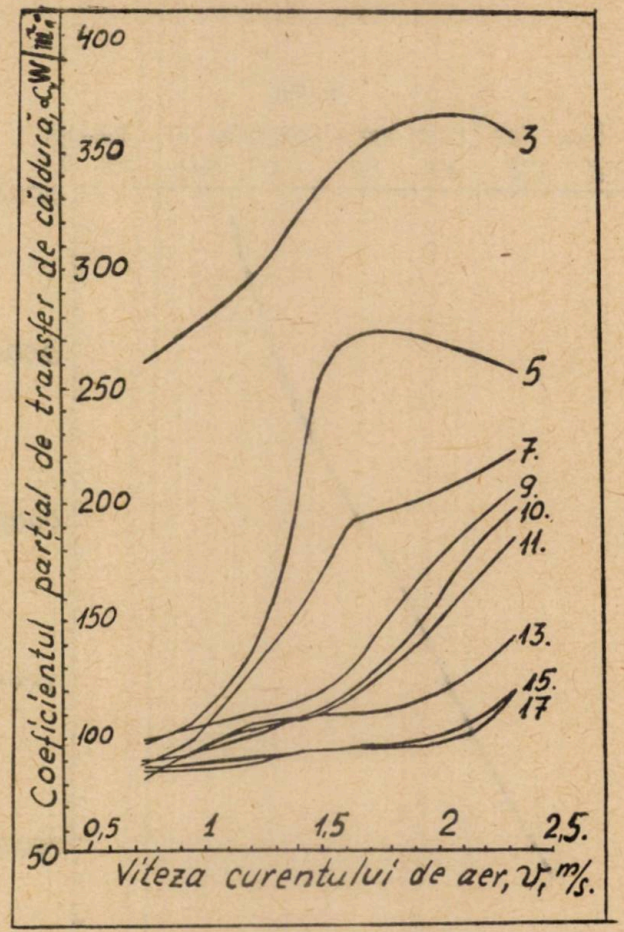


Fig. 5.:

3, 5, 7, 9, 10, 11, 13, 17 — nivele în stratul fluidizat, cm.

Figura 4 prezintă variația $\alpha - H$.

H — nivel în stratul fluidizat, cm.

Indiferent de viteză, coeficientul parțial de transfer de căldură scade cu creșterea nivelului în strat. Variațiile sînt ușor sinuoase. Deasupra stratului propriu-zis, acțiunea granulelor încetează de-a mai fi esențială și coeficientul parțial de transfer de căldură ia valori ce nu depind de fluidizare.

Figura 5 reprezintă variația $\alpha - v$.

La toate nivelele stratului fluidizat, coeficientul parțial de transfer de căldură crește cu viteza. Cu creșterea nivelului în strat valorile scad. La nivele mici alura curbelor este ascendent-descendentă iar la nivele mijlocii

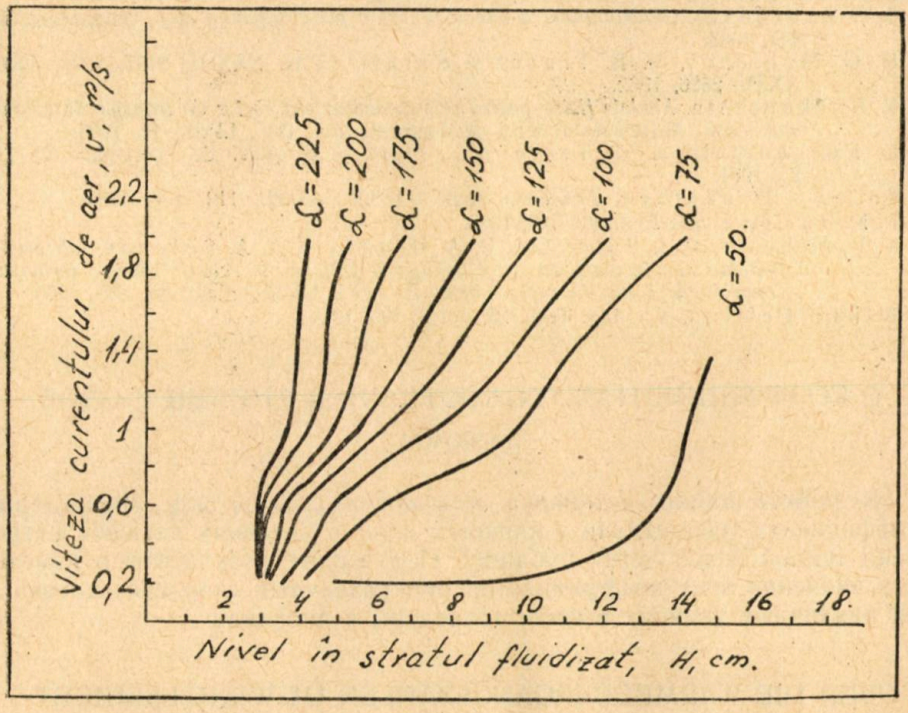


Fig. 6.

și deasupra stratului fluidizat sinuos-ascendentă. Cu creșterea nivelului panta scade.

Figura 6 prezintă izocurbe de transfer de căldură.

Fascicolul izocurbelor se dispune în evantai. Cu scăderea nivelului în stratul fluidizat izovalorile și panta izocurbelor cresc.

CONCLUZII

Se prezintă instalația și condițiile de lucru pentru determinarea coeficientului parțial de transfer de căldură, la fluidizare, în condițiile încălzirii exterioare cu manșon cu apă caldă. Rezultatele obținute, privind variațiile valorilor acestor coeficienți, la diferite viteze ale agentului de fluidizare și la diferite nivele în strat sînt prezentate grafic.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Bannister, Atom. En. Res. Establ., Nr. 2996, 1959.
2. E. Ruckenstein, Rev. de Chimie, 11, 671, 1960.
3. S. S. Zabrodski, *Ghidrodinamica î teploobmen v psevdojijenom sloe*, Gosenergoizdat, 247, 1963.
4. D. G. Muhlenov, V. B. Traber și Sarkiț, J.P.H. XXXIII, 2197, 2206, 1960; XXXV, 2386, 1962.
5. E. Ruckenstein, *Modele fizice pentru reprezentarea proceselor de transfer de căldură sau masă*. Autoreferatul tezei de doctorat. Min. Inv., I.P.B., 11, 1966.
6. E. Ruckenstein și I. Teoreanu, Studii și cercetări de energetică XI (1) 23, 1961.
7. Todes și Bondareva, Academia nauk S.S.S.R., J.P.H., 112, 106, 1965.
8. L. N. Bullis, J. Sci. Inst., *40*, 592, 1963.
9. V. E. Mihașin, V. I. Subbotin, P. A. Ușakov și A. A. Solohov, *Ob oșivke izmerenia temperaturi za sciot iskajenia izoterm v raione zadelki termopar*, „*Konvectivnii i lucistii teploobmen*" E. Acad. URSS, Moskova, 205, 1960.
10. Wike F. Fetting, Ch. Ing. Tech. 26, no. 6, 301, 1954.

О КОЭФФИЦИЕНТАХ ТЕПЛООТДАЧИ В КИПЯЩЕМ СЛОЕ

(РЕЗЮМЕ)

В работе данны установка и условия работы для определения коэффициента теплоотдачи в кипящем слое, в условиях внешней нагревании теплой водой через рубашку. Полученные результаты о изменениях значений этих коэффициентов при различных скоростях потока и при различных уровнях в слое, приведены в рисунках.

ÜBER DIE WÄRMEÜBERGANGSZAHLEN IM WIRBELSCHICHT-ZUSTAND

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit befasst sich mit der Bestimmung der Wärmeübergangszahl in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit des Strömungsmittels und der Ortshöhe im Fliessbett. Es werden die verwendete Anlage und die Versuchsbedingungen beschrieben. Das Fliessbett wird von aussen durch einen mit Warmwasser beschickten Wärmemantel aufgeheizt. Die erhaltenen Werte sind graphisch dargestellt.

POLI(ESTERI-ETERI) LINIARI CU STRUCTURI ALTERNATE

Nota IV. CONSIDERAȚII ASUPRA POLICONDENSĂRII ACIDULUI PROPAN 2,2-BIS(*p*-FENILENOXIACETIC) CU ETILEN GLICOL ÎN PREZENȚA CATALIZATORILOR

DE

VIRGINIA BOBOESCU, ROZALIA RUS și I. NANU

Într-o lucrare anterioară [5] s-au studiat condițiile obținerii poli(ester-eterilor) acidului 2,2-bis(*p*-fenilenoxiacetic) cu etilen glicol acordînd atenție sistemului de policondensare în topitură în două trepte. În condițiile menționate polimerii obținuți au greutăți moleculare mici.

În lucrarea de față se urmărește obținerea poli(ester-eterilor) cu greutăți moleculare mai mari în sistemele de policondensare catalizată.

Influența catalizatorilor asupra reacției de policondensare este menționată în multe lucrări de specialitate. Batzer [1] a descris folosirea acidului *p*-toluen sulfonic pentru catalizarea policondensării în topitură a acidului sebacic cu etilen glicol.

Maxarov [2] a studiat sistematic acțiunea catalitică a unui număr mare de catalizatori în procesul de policondensare a anhidridei ftalice cu glicerina.

Wilfong [3] a enumerat multe sisteme catalitice eficace pentru reacțiile de poliesterificare și reesterificare într-o încercare de sinteză a numeroaselor studii cunoscute.

Billmeyer [4] recomandă utilizarea titanatului de tetraizopropil drept catalizator de policondensare cu ajutorul căruia s-a obținut un polimer fără produse secundare, avînd greutatea moleculară neobișnuit de înaltă depășind uneori 100 000 (medie numerică).

Efectuarea policondensării în prezența catalizatorilor duce, după cum conchide Korșak [7, pg. 106] la creșterea vitezei de reacție; permite lucru la temperatură mai mică, iar polimerul obținut are greutăți moleculare mai mari [1].

Încercînd să obținem produse cu greutate moleculară mai mare, am urmărit acțiunea a trei tipuri de catalizatori, foarte diferiți unul de altul prin natura lor chimică, în două sisteme de policondensare: policondensarea în topitură și în soluție.

1. PARTEA EXPERIMENTALĂ

1.1. Materii prime

— Acidul propan 2,2-bis(*p*-fenilenoxiacetic).
P.T.=172—173 °C. I.Ac.=318 mg · KOH/g (sinteză proprie).
— Etilen glicol-pur Reanal — proaspăt distilat.
— Acid *p*-toluen sulfonic. — B.D.H.
— Acetat de zinc, p.a. Reactivul.
— Tetraizopropiltitanat (sinteză proprie).
— Monoclorbenzen — proaspăt distilat.

1.2. Aparatură

Pentru precondensare și condensarea de bază s-a utilizat aparatura folosită în lucrările anterioare [5].

Pentru policondensarea în soluție s-a folosit o modificație a instalației menționată de Batzer [6].

2. REZULTATE ȘI DISCUȚII

2.1. Condensarea primară

Pentru a evita neajunsurile dozărilor exacte și pentru a avea condiții cît mai reproductibile s-a făcut o singură precondensare a acidului propan 2,2-bis(*p*-fenilenoxiacetic) cu etilen glicolul în condițiile găsite favorabile într-o lucrare anterioară [5] și prezentate împreună cu caracteristicile precondensatului în tabelul 1.

Tabelul 1

Caracteristicile precondensatului

Operația	Temp. °C	Rap. molar acid:glicol	Timp h	Precondensat		
				P. T. °C	I. Ac. mgKOH/gr	$Z\eta \cdot 10^3$
Precondensare	230	1:2	3	48—49	1,3	6,6

2.2. Condensarea finală (de bază)

2.2.1. *Condensarea finală în topitură*

Precondensatul obținut conform indicațiilor de la punctul 2.1. a servit pentru policondensarea în topitură cu și fără catalizatori.

Urmărind menajarea din punct de vedere termic a polimerului reacția de policondensare finală s-a realizat la temperatura de 230 °C cu un adaus de 0,1 % catalizator, în vacuum de 1 mm col. Hg.

Efectul catalizatorilor asupra punctelor de topire și a vîscozității soluțiilor de polimeri se poate urmări în fig. 1 și fig. 2.

Dacă se compară punctele de topire a polimerilor obținuți în prezență de catalizatori (curbele *B, C, D*) cu cele ale polimerului obținut în absența catalizatorului, dar în aceleași condiții termice (curba *A*) se constată o creștere simțitoare a valorilor, la același timp de reacție de ex. la 10 ore de reacție diferența punctelor de topire este de cca 20 °C. Fapt ce verifică afirmațiile din lucrările de specialitate sistematizate în lucrarea lui Korșak [7, pag. 107, 134].

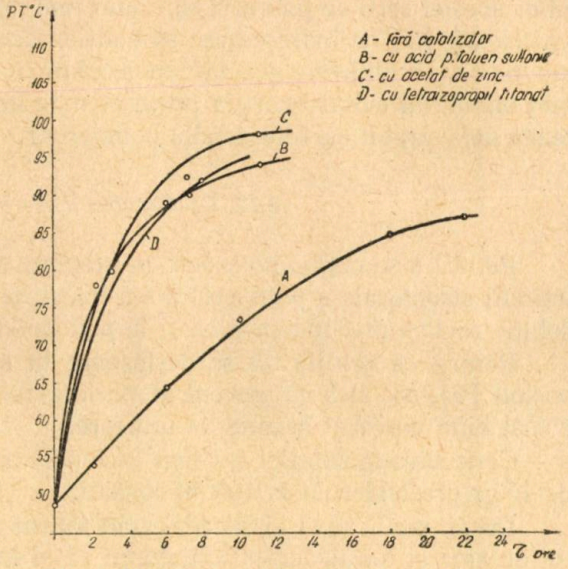


Fig. 1. Variația punctelor de topire în timp. *

Este necesar însă, a face mențiunea că diferențele între punctele de topire, a poliesterilor sintetizați în prezența de catalizatori și cele ale poliesterului corespunzător, obținut în absența catalizatorilor în condițiile menționate într-o lucrare anterioară [5], sînt relativ mici (cca. 5 °C) ceea ce ne îndreptățește să subliniem afirmația lui Korșak [7, pag. 261] și Wilfong [3] că punctele de topire ale poliesterilor sînt în primul rînd o expresie a constituției verigilor elementare ale lanțului macromolecular și abia în al doilea rînd o expresie a mărimii macromoleculelor.

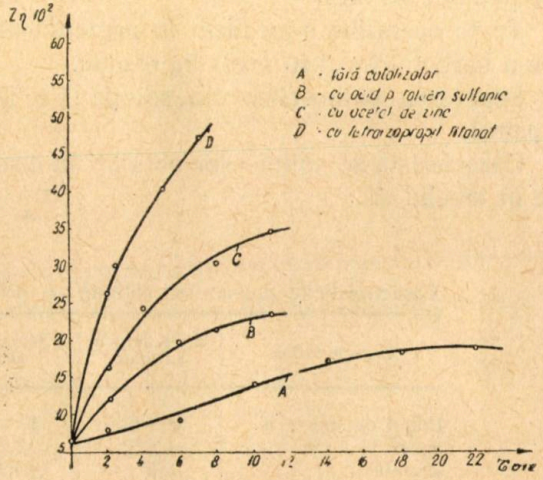


Fig. 2. Variația cifrei de vîscozitate în timp. **

Legătura strînsă ce există între vîscozitatea soluției unui polimer și greutatea lui moleculară este bine cunoscută. Faptul că vîscozitățile solu-

* Punctele de topire au fost determinate cu ajutorul microscopului cu placă încălzită de tip Boetius.
** Vîscozitățile au fost determinate cu ajutorul unui vîscozimetru Ostwald pentru soluții 1% în cloroform la 20 °C.

țiilor acestei serii de polimeri sînt mult mai mari decît cele găsite în lucrarea anterioară [5] ne îndreptățesc să considerăm că, cu ajutorul catalizatorilor am reușit să obținem greutăți moleculare mai mari, iar condițiile termice mai blînde au evitat apariția proceselor de degradare termică, care influențează defavorabil caracteristicile polimerilor.

2.2.2. *Condensarea finală în soluție*

Pentru a se obține poliesteri cu greutate moleculară mare cu menținerea unității structurale a polimerului s-a folosit pentru policondensarea finală în soluție același precondensat ca și la policondensarea în topitură [8—9].

Pentru ca reacția să se desfășoare la o temperatură cît mai ridicată posibil [6], s-a ales ca solvent monoclorbenzenul (P.F.=131 °C). Solventul a fost bine purificat înainte de utilizare.

Concentrația soluției s-a luat în concordanță cu datele de literatură [6] de 15 gr precondensat la 100 ml solvent.

Drept catalizatori ai reacției s-au folosit acidul *p*-toluen sulfonic, acetatul de zinc și tetraizopropril titanatul ca și în cazul policondensării în topitură. Cantitatea de catalizator fiind de 2% față de precondensat. Timpul de reacție de 22 ore.

Toate operațiile s-au făcut în prezență de N_2 bine purificat de oxigen, care a barbotat încet în masa de reacție.

Separarea polimerilor din soluție s-a făcut prin precipitare cu eter de petrol.

Caracteristicile polimerilor obținuți în condițiile menționate sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Caracteristicile polimerilor obținuți în policondensare în soluție

Caracteristica	Ac. p. toluen sulfonic	Acetat de zinc	Tetraizopropil titanat
Punct de topire °C	64—66	80—84	86—90
η rel	1,082	1,239	1,302
$Z\eta \cdot 10^2$	8,2	24,9	30,2

Se poate observa din această tabelă că în condițiile policondensării în soluție valorile punctelor de topire rămîn în urma celor obținute în condițiile policondensării în topitură catalizată. Aceeași situație fiind de remarcat și pentru vîscozitățile soluțiilor.

Solubilitatea poliesterilor depinde într-o mare măsură de greutatea moleculară a acestora. În tabelul 3 se poate urmări solubilitatea celor 6 probe în cloroform determinată prin metoda titrării prin precipitare [10].

Tabelul 3

Solubilitatea determinată prin metoda titrării

Proba	A	B	C	D	E*	F*	G*
ml metanol la 5 ml soluție 1% de poli ester în cloroform	2,6	2,3	2,3	2,2	4,2	2,3	2,3

* CuE, F, G s-au notat probele efectuate în soluție corespunător catalizatorilor acid *p*-toluen sulfonic, acetat de zinc, tetraizopropil titanat.

A—D corespund notațiilor din fig. 1.

Sinteza poli(ester-eterului) acidului propan 2,2-bis(*p*-fenilenoxiacetic) cu etilen glicolul condusă în cele două sisteme de poliesterificare, în topitură și în soluție în prezența acelorași catalizatori, permite să afirmăm că dintre cei trei catalizatori utilizați cel mai eficient este tetraizopropil titanatul. Acest catalizator permite obținerea celor mai înalte puncte de topire și cei mai înalți indici de vîscozitate a soluțiilor.

Este de remarcat însă faptul că în prezența tetraizopropil titanatului polimerul obținut este foarte închis la culoare și alături de produsele solubile în cloroform se formează și produse care își pierd solubilitatea în acest solvent, avînd caracterul de gel. Această observație este trecută cu vederea de Billmeyer [4], dar este precizată în alte lucrări [11—12], care arată că produșii de forma $Ti(OR)_4$ provoacă reacții de împînzire a poliesterilor.

CONCLUZII

Obținerea poli(ester-eterului) acidului propan 2,2-bis(*p*-fenilenoxiacetic) cu etilen glicol în condițiile policondensării catalizată condusă în soluție și în topitură, permite obținerea unui polimer cu greutate moleculară mai mare decît în cazul policondensării necatalizate.

Deoarece cel mai eficient dintre catalizatorii utilizați, tetraizopropil titanatul, prezintă dezavantajul — închiderii la culoare și a reticulării parțiale a polimerului, considerăm util a fi reținut pentru sinteze în continuare, lucrul în prezența acetatului de zinc situat din punct de vedere al activității catalitice, în seria menționată, imediat după tetraizopropil titanat.

BIBLIOGRAFIE

1. Batzer H., Makromol. Chem. 5, 5 (1950).
2. Maxarov B. A., Voprosî izoliații v electrotehniche M. L. 128 (1930).
3. Wilfong R. E., J. Polymer Sci., 54, 385 (1961).
4. Zavaglia E. A., Mosher W. A. și Billmeyer F. W., Jr. Official Digest 35, (nr. 482), 229 (1965).
5. Nanu I. și Virginia Boboescu, Buletinul Științific și Tehnic I.P.T. 11 (25) 461 (1966).
6. Batzer H., Holtschmidt H., Wiloth F., Mohr B., Makromol. Chem., 7, 82 (1951).
7. Korșak V. V., Vinogradova C. V., Geteroțepnîe poliefirî, Izdatelstvo Academii Nauc S.S.S.R. Moscova 1958 (pg. 106, 134, 261).

8. Batzer H., Angew. Chem. 66, 513 (1954).
9. Batzer H., Mohr B., Makromol. Chem. 8, 217 (1952).
10. Batzer H., Weissenberger G., Makromol. Chem. 15, 211 (1955).
11. Houben Weyl, Methoden der Organischen Chemie. Makromolekulare Stoffe II, vol. 14/2, Georg Thieme Verlag, Stuttgart 1963.
12. Schmidt F., Ang. Chem. 64, 536 (1952).

ЛИНЕЙНЫЕ ПОЛИ (СЛОЖНО-ПРОСТЫЕ) ЭФИРЫ

IV. ПОЛИКОНДЕНСАЦИЯ ПРОПАН — 2,2 БИС (П-ФЕНИЛЕНОКСИУКСУСНОЙ) КИСЛОТЫ С ЭТИЛЕНГЛИКОЛЕМ В ПРИСУТСТВИИ КАТАЛИЗАТОРОВ

(РЕЗЮМЕ)

Для более полного характеризования нового типа полимеров, необходимо получить поли (сложно-простые) эфиры с большими молекулярными весами.

В данной работе изучена поликонденсация пропан — 2,2 бис (п-фениленоксиуксусной) кислоты с этиленгликолем в расплаве и в растворе, в качестве катализаторов употребляя п-толуолсульфокислоты, ацетот цинка и тетраизопропил титанат.

Экспериментальные данные позволяют характеризировать эффективность употребляемых катализаторов и свойства получены полимеров.

LINEARE POLY(ESTER-ÄTHER) ALTERNIERENDER STRUKTUR

IV. Mitteilung. ÜBER DIE POLYKONDENSATION DER PROPAN 2,2-bis(*p*-PHENYLENOXYESSIGSÄURE) MIT ÄTHYLENGLYKOL IN ANWESENHEIT VON KATALYSATOREN.

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Nontwendigkeit einer umfassenderen Charakterisierung der neuen Gruppe von Polymeeren, nötigte die Darstellung von Poly(ester-äther) alternierender Struktur mit womöglich hohem Molekulargewicht.

Die bevorstehende Arbeit verfolgt die Synthese des Poly(ester-äthers) der Propan 2,2-bis(*p*-phenylenoxyessigsäure) mit Äthylenglykol in der Schmelze und in der Lösung in Gegenwart folgender Katalysatoren: *p*-Toluolsulfonsäure, Zinkazetat und Tetra-izo-propyl-titanat.

Die experimentellen Befunde heben die verschiedene Wirksamkeit der verwendeten Katalysatoren, sowie die charakteristischen Eigenschaften der Poly(ester-äther) alternierender Struktur mit erhöhtem Molekulargewicht, hervor.

CRISTALIZAREA MgO DIN TOPITURILE DE SILICAŢI DE CALCIU

DE

I. M. BUTT, M. A. VOROBIOVA şi I. DRAGOI

Periclazul reprezintă singura formă cunoscută a oxidului de magneziu liber, mineral izotrop a cărui hidratare este însoţită de mărire de volum egală cu circa 110% în raport cu volumul iniţial. Viteza de hidratare, în raport cu cea a CaO este mult mai mică şi depinde de temperatura de formare a periclazului [1] de dimensiunile cristalelor [2] precum şi de alte condiţii. Din această cauză oxidul de magneziu liber, adică periclazul, constituie cauza inconstanţei de volum a cimenturilor. Dacă oxidul de magneziu este legat în combinaţii chimice sau dizolvat în sticlă hidratarea acestuia fie că nu are loc fie că decurge fără modificări de volum [3], [4].

Ţinînd cont de aceste considerente conţinutul ridicat de oxid de magneziu în clincherele de ciment nu provoacă în mod obligatoriu inconstanţă de volum dacă bineînţeles în urma unui tratament termic adecvat acesta se va găsi în clinchere fie ca periclaz dar cu dimensiunile cristalelor foarte mici fie legat sub forma unor combinaţii inerte sau dizolvat în faza sticloasă.

În literatura de specialitate se găsesc numeroase date cu privire la faptul că silicaţii de calciu din clincherele de ciment formează soluţii solide cu un şir de alţi oxizi ca: MgO, Al_2O_3, Cr_2O_3, Fe_2O_3 etc. K. Koynagi şi T. Sudoh [5] au arătat că MgO poate intra în reţeaua C_3S sub formă de soluţie solidă pînă la 1,5%. Aceste date au fost confirmate de S. M. Roiak şi E. I. Nagherova [6]. Cercetările lui F. Locher [7] au arătat că în reţeaua cristalină a C_3S, MgO substituie CaO pînă la o anumită limită care depinde de temperatura de ardere. Cercetările efectuate de I. S. Malinin, N. D. Klişanis şi V. P. Riazin [8] au arătat că limita maximă a MgO care poate intra în reţeaua cristalină a C_3S este de 2,5%.

În opoziţie cu C_3S, silicatul bicalcic avînd o structură cristalină mai compactă, posibilitatea intrării MgO în reţeaua sa este mult mai redusă. Astfel Müller-Hesse şi H. Schwiete [9] au găsit că aceasta poate avea loc în proporţie de max. 0,5%. La o concluzie asemănătoare au ajuns şi alţi cercetători.

Trebuie menţionat faptul că toate aceste date se referă la temperaturi pînă la maximum 1 500 °C.

În lucrarea de faţă s-a urmărit cantitatea de MgO care poate intra în reţeaua cristalină a silicaţilor de calciu încălziţi pînă la temperaturile de

topire. Totodată s-a urmărit influența regimului de răcire a topiturilor asupra caracterului separării MgO.

Modul de lucru. Silicatul tricalcic și silicatul bicalcic au fost obținuți prin metodele obișnuite și apoi s-a adăugat MgO în proporție de 5,10 și 15%. După omogenizare, amestecurile au fost topite. Topiturile au fost supuse la trei regimuri diferite de răcire: răcire rapidă în apă și aer și răcire lentă (scăderea temperaturii 200° pe oră).

Masele astfel obținute au fost studiate microscopic și roentgenografic.

REZULTATELE CERCETĂRILOR

Studiul microscopic a arătat că cea mai mare parte a MgO se separă din topitură sub formă de periclaz. Dimensiunile și forma cristalelor depinde foarte mult de viteza de răcire a topiturilor. Astfel în probele răcite lent cristalele de periclaz sînt bine conturate și de dimensiuni care merg pînă la 50—60 μ. În probele răcite rapid acesta se prezintă ca granule de formă rotunjită sau dendritică cu dimensiuni care nu depășesc 15 μ.

Pentru a putea face aprecieri asupra cantității de MgO care intră în rețeaua cristalină a silicaților de calciu s-au făcut determinări pentru parametrii a căror valori sînt susceptibile de a suferi modificări dependente de cantitatea de MgO intrată în rețea.

Determinarea indicilor de refracție a arătat că prezența MgO provoacă abateri de la valorile caracteristice componenților puri. Valorile acestor abateri depind de conținutul în MgO al amestecurilor doar pînă la o anumită limită (10%) după care practic rămîn constante. Determinările efectuate pentru acest caz limită au permis obținerea următoarelor valori: Pentru C_3S, $N_p = 1{,}723 \pm 0.002$ ($1{,}717 \pm 0{,}002$) și $N_g = 1{,}726 \pm 0{,}002$ ($1{,}722 \pm 0{,}002$) iar pentru C_2S: $N_p = 1{,}720 \pm 0{,}002$ ($1{,}717 \pm 0{,}002$) și $N_g = 1{,}737 \pm 0{,}002$ ($1{,}735 \pm 0{,}002$) *).

După cum reiese din datele de mai sus, modificări mai accentuate au loc în cazul silicatului tricalcic.

Studiul roentgenografic a arătat de asemenea o variație a dimensiunilor distanței interreticulare a rețelelor cristaline a silicaților de calciu. După cum reiese din fig. 2 și 3, această variație este funcție de conținutul în MgO al amestecurilor. Astfel pentru silicatul tricalcic se observă o scădere a valorii acesteia de la $d = 2{,}78$ Å pînă la $d = 2{,}75$ Å iar pentru silicatul bicalcic de la $d = 2{,}74$ Å pînă la $d = 2{,}73$ Å.

De remarcat este faptul că și în acest caz această variație este mai accentuată în cazul silicatului tricalcic și de asemenea are loc tot numai pînă la o creștere a conținutului în MgO a amestecurilor de 10%.

Din compararea rezultatelor obținute pe cale microscopică și roentgenografică cu date similare din literatură [8] rezultă că:

1. Cantitatea de MgO care intră în rețeaua cristalină a silicatului tricalcic încălzit pînă la temperatura de topire depășește cantitatea de MgO care poate intra prin încălzirea la temperaturi inferioare acesteia.

*) Valorile din paranteze corespund componenților puri.

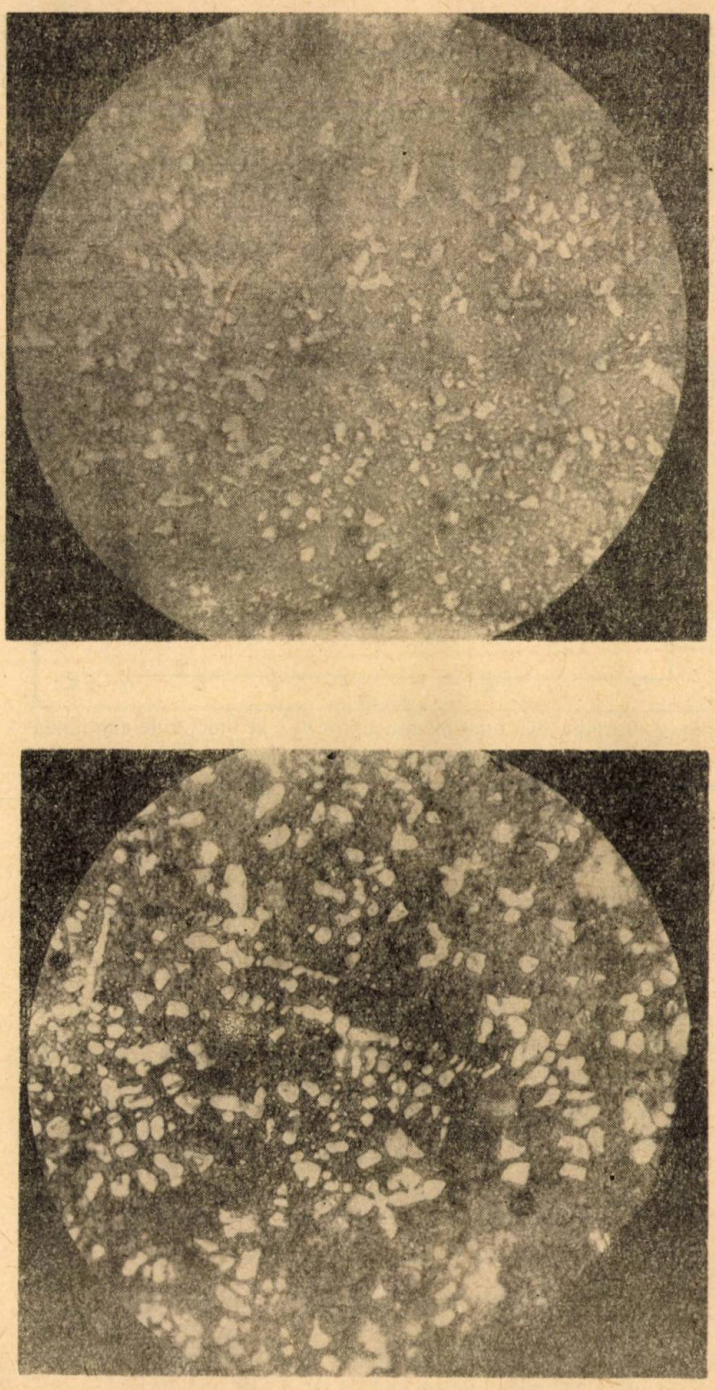


Fig. 1. Caracterul cristalizării MgO din topiturile de silicat bicalcic:
a — răcire rapidă în apă; *b* — răcire lentă (lumina reflectată ×400).

2. Cantitatea de MgO care poate intra în rețeaua cristalină a β-silicatului bicalcic încălzit pînă la temperatura de topire, este neglijabilă.

3. Cantitatea cea mai mare de MgO din amestec se separă din topiturile silicaților de calciu sub formă de cristale de periclaz a căror formă și dimensiune depinde de viteza de răcire a topiturilor.

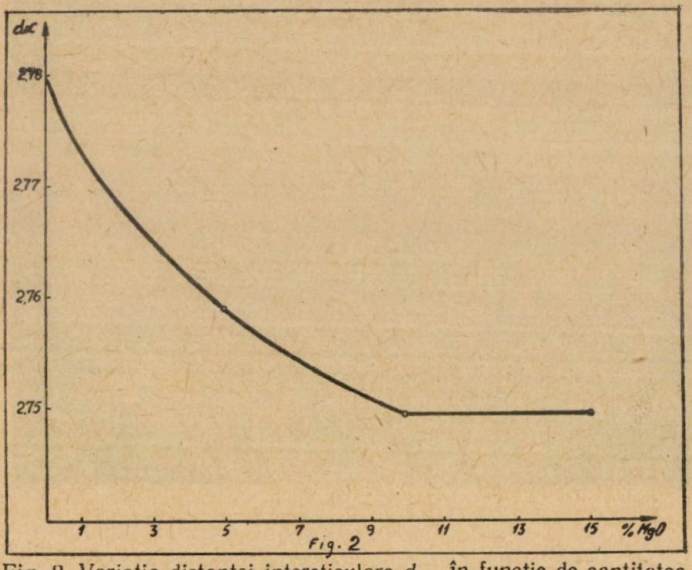


Fig. 2. Variația distanței intereticulare d_α în funcție de cantitatea de MgO adăugată la topiturile de C_3S.

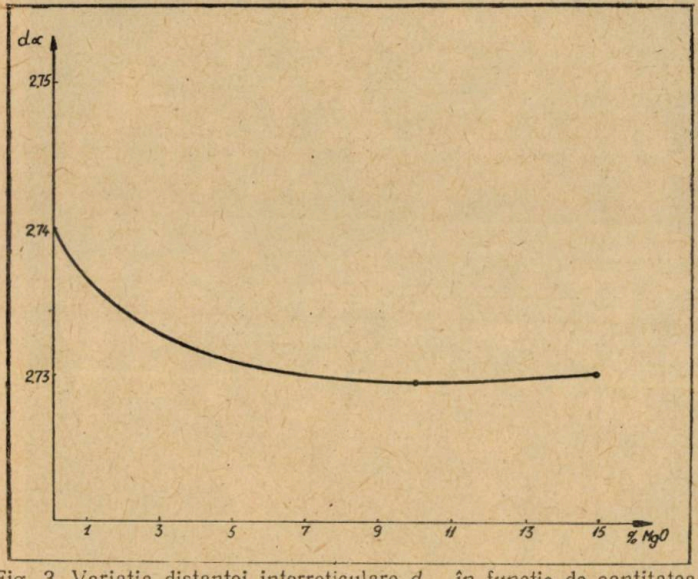


Fig. 3. Variația distanței interreticulare d_α în funcție de cantitatea de MgO adăugată la topirile de β-C_2S.

BIBLIOGRAFIE

1. Stutterheim N., Webb T. L. and Uranovsky B., Building Research Congress, London, 1951.
2. Gille F., Zement-Kalk-Gips, Nr. 5 (1952).
3. Lea F. M. and Desch C. H., The Chemistry of Cement and Concrete, 1956.
4. Bogue R. H., La Chimie du Cement Portland, Paris, 1952.
5. Koynagi K. and Sudoh T., Zement 28 (1939).
6. Roiak S. M., Nahgerova E. I., Trudî Niițementa, vîpusc 10, Moskva, 1957.
7. Locher F., Zement-Kalk-Gips, Nr. 9 (1960).
8. Malinin I. S., Klișanis N. D. și Riazin V. P., Trudî „Niițementa" vîpusc 17 (1962).
9. Müller-Hesse H., Schwiete H., Zement-Kalk-Gips, Nr. 9 (1956).

УСЛОВИЯ КРИСТАЛИЗАЦИИ ОКИСИ МАГНИЯ В ПЛАВЛЕННЫХ СИЛИКАТАХ КАЛЦИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Авторы исследовали характер кристализации окиси магния из расплавов силикатах кальция в зависимости от скорости охлаждения. Из исследования изменения некоторых параметров кристаллической решетки определяется количество окиси магния которая входит в кристаллическую решетку силикатов кальция.

DIE KRISTALLISATION DES MgO AUS KALZIUMSILIKAT-SCHMELZEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird der Verlauf der Kristallisation von MgO aus Kalziumsilikat-Schmelzen in Abhängigkeit von der Abkühlungsgeschwindigkeit der Schmelzen untersucht. Gleichzeitig werden auf Grund eines Studiums der Änderungen einiger Gitterkonstanten Schlussfolgerungen über die Menge des vom Kristallgitter des Kalziumsilikats aufgenommenen MgO gezogen.

CERCETĂRI IN DOMENIUL COPOLIMERILOR ACETATULUI DE VINIL CU DIESTERII ACIDULUI MALEIC

III. ACTIVITATEA RELATIVĂ A MONOMERILOR LA COPOLIMERIZAREA ACETATULUI DE VINIL CU DI-*n*-ALCHILMALEAȚI

DE

I. NANU și GR. POP

Copolimerii acetatului de vinil cu diesterii acidului maleic pot fi considerați ca materiale sintetice noi, ca urmare a utilizării lor cu rezultate remarcabile în domeniul peliculogenelor și adezivilor. Principalele caracteristici prin care se deosebesc copolimerii de acest tip de homopolimerii acetatului de vinil sînt proprietățile fizico-mecanice superioare și adeziunea la o gamă mai largă de suporturi, inclusiv la unele materiale plastice [1].

Pe lîngă valoare practică, cercetările în acest domeniu prezintă interes și datorită posibilităților de sesizare a unor relații între constituția chimică, respectiv structura copolimerilor și proprietățile lor fizico-mecanice.

În literatură lipsesc încă studii sistematice care să pună în evidență asemenea relații la copolimerii acetatului de vinil cu diesterii acidului maleic, deși se găsesc unele date dispersate. Unul dintre cele mai importante aspecte privește comportarea acestor esteri ca comonomeri. Încercările de generalizare în cazuri oarecum analoage, efectuate în alte clase de copolimeri, au dus în unele privințe la concluzii contradictorii. Astfel, ipoteza emisă inițial că lungimea catenelor radicalilor alchilici ai esterilor α, β nesaturați sau a grupării acil a esterilor vinilici nu influențează valoarea constantelor de copolimerizare [2] nu s-a confirmat ulterior. Lucrări privind copolimerizarea acetatului de vinil [3] și a nitrilului metacrilic [4] cu monomeri din seria metacrilaților de alchil au arătat că valorile constantelor de copolimerizare se schimbă în funcție de natura radicalului alchilic. Pe de altă parte Tamikado T. și Iwakura Y. [5] determinînd constantele de copolimerizare la sistemele nitril acrilic respectiv clorură de viniliden cu acrilați de butil, octil și octadecil, au găsit numai variații mici și neregulate

față de o valoare medie și reafirmă ipoteza conform căreia parametrii de copolimerizare sînt constante fizice care caracterizează o serie omoloagă dată de monomeri.

În cazul diesterilor acidului maleic, apropierea în spațiu a celor două grupări esterice complică relațiile dintre structură și reactivitate. Astfel, din considerații spațiale s-a dedus că cele două grupe esterice din moleculele dialchil-maleaților nu se pot afla simultan în planul dublei legături etilenice și ca urmare dublele legături ale acestor substanțe nu sînt conjugate. Aceasta face ca diesterii acidului maleic să fie de 6—20 ori mai puțin activi la copolimerizarea cu stiren, clorură de vinil și acetat de vinil decît esterii fumarici [6]. Concluzia de mai sus este întărită de diferențele nesemnificative găsite la copolimerizarea monoesterilor fumarici și maleici (a căror duble legături pot avea configurație plană) cu monomeri vinilici și de activitatea înaltă la copolimerizare a anhidridei maleice [7], a cărei duble legături sînt implicate în configurația coplanară a ciclului de 5 atomi. Într-o notă anterioară [8], prin cercetarea spectrelor I.R., am arătat împreună cu Bacaloglu R., că în moleculele unei serii de diesteri maleici, dublele legături din grupările carboxilice nu sînt conjugate cu dubla legătură etilenică.

Ținînd seama și de obiectivele practice urmărite, în afară de aceste considerente, prezintă interes cunoașterea valorilor constantelor de copolimerizare a perechilor de monomeri alcătuite cu seria de diesteri maleici sintetizați și acetat de vinil.

În literatură sînt date constantele de copolimerizare pentru sistemul acetat de vinil (M_1) — dietil-maleat (M_2) ($r_1=0{,}17\pm0{,}01$, $r_2=0{,}043\pm0{,}005$ [6] și pentru sistemul acetat de vinil (M_1) dimetil-maleat (M_2) $r_1=0{,}12$, $r_2=0{,}0028$ [9]. Determinările sînt efectuate la 60 °C.

În prezenta lucrare este cercetată influența naturii radicalului alchilic din gruparea esterică a unor di-*n*-alchil-maleați asupra constantelor de copolimerizare pentru sistemele acetat de vinil (M_1) di-*n*-alchil-maleat (M_2). S-au cercetat procesele de copolimerizare ale acetatului de vinil cu dimetil-, di-*n*-propil-, di-*n*-butil, di-*n*-amil- și di-*n*-octil-maleați.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Caracteristicile monomerilor utilizați sînt prezentate în tabelul 1. Acetatul de vinil provine din producția Uzinei Chimice, Rîșnov monomer industrial calitatea I. Sinteza și proprietățile diesterilor acidului maleic utilizați au fost descrise anterior [8], [10].

Copolimerizarea s-a condus în baloane cu capacitatea de 100 ml, prevăzute cu refrigerent de reflux, la grade de conversie mai mici de 10%.

Temperatura de lucru a fost 62 °C, concentrația inițiatorului (peroxid de benzoil) 1% greutate față de monomeri. S-a lucrat în mediu de solvent (acetonă), cu un raport monomeri : acetonă 2 : 1. În aceste condiții amestecul de reacție refluxează la 62° ceea ce permite controlul riguros al temperaturii și evită supraîncălzirile locale.

Tabelul 1

Proprietățile fizice ale monomerilor

Monomer	Densitate (la 20°)	Indice de refracție (la 20°)	Indice de saponificare mg KOH/g
Acetat de vinil	0,932	1,3958	650,2
Dimetil-maleat	1,152	1,4426	770,1
Di-*n*-propil-maleat	1,030	1,4439	560,0
Di-*n*-butil-maleat	1,002	1,4461	500,5
Di-*n*-amil-maleat	0,981	1,4484	437,6
Di-*n*-octil-maleat	0,937	1,4539	334,9

Am preferat această metodică, deși mai laborioasă decît polimerizarea în substanță în fiole sudate, deoarece o serie de autori au arătat, de exemplu, la copolimerizarea acetatului de vinil cu monoesteri ai acidului maleic [11] sau a glicidilmetacrilatului cu stiren [12] că natura mediului de reacție, în cazul în care nu are loc precipitarea copolimerului, nu influențează valorile constantelor de copolimerizare, în timp ce dependența de temperatură este importantă.

Separarea și purificarea copolimerilor din mediul de reacție s-a făcut prin precipitare repetată din soluție de acetonă, căutînd ca nesolventul utilizat să fie miscibil cu monomerii. Proprietățile copolimerilor variind în mare măsură în funcție de natura radicalului alchilic din molecula esterului maleic, s-au ivit unele dificultăți, deoarece nu s-a găsit un solvent organic care să îndeplinească ambele cerințe pentru toată seria de copolimeri cercetată în această lucrare. La separarea copolimerilor acetatului de vinil cu dimetil maleat s-a utilizat eterul etilic ; pentru copolimerii acetatului de vinil cu di-*n*-propil-, di-*n*-butil- și di-*n*-amil-maleați, eterul de petrol, iar copolimerii acetatului de vinil cu di-*n*-octil-maleat au fost separați cu un amestec de metanol — eter de petrol în raportul de 5 : 1.

Volatilitatea scăzută a esterilor maleici și solubilitatea lor mare în copolimeri face destul de dificilă îndepărtarea lor completă [13]. Din această cauză și pentru a evita rezultate eronate la determinarea compoziției copolimerilor, s-au luat precauții în vederea îndepărtării cantitative a esterilor maleici monomeri nereacționați din copolimer. În toate cazurile cercetate s-a folosit următoarea metodică : copolimerul separat din amestecul de reacție

prin precipitare cu nesolvent, a fost dizolvat în cantitatea minimă de acetonă şi reprecipitat cu nesolvent. Operaţia s-a repetat de trei ori. Final s-a făcut o extracţie cu nesolvent la rece, timp de 24 ore şi apoi două ore la reflux. Copolimerul astfel purificat s-a dizolvat în acetonă şi s-a depus sub formă de film subţire pe polietilenă. S-a uscat la 50° timp de 5 zile.

Compoziţia copolimerilor s-a determinat prin hidroliza alcalină a probelor şi antrenarea cu vapori de apă a acidului acetic format [14]. La o probă de 0,2 g copolimer se adaugă 10 ml alcool etilic şi 25 ml soluţie NaOH 0,5 n şi se fierbe la reflux timp de trei ore în paralel cu o probă martor, care conţine o cantitate egală de soluţie NaOH 0,5 n. Proba se răceşte şi se titrează excesul de NaOH cu H_2SO_4 n în prezenţa fenolftaleinei. Se calculează indicele de saponificare. Proba se acidulează cu 1,5 ml H_2SO_4 concentrat, acidul acetic se antrenează cu vapori de apă şi se titrează cu NaOH 0,1 n. Este necesară colectarea a aproximativ 750 ml condensat. Metoda a fost verificată pe probe de poliacetat de vinil pur.

REZULTATE EXPERIMENTALE ŞI DISCUŢII

Rezultatele obţinute la copolimerizarea acetatului de vinil cu dimetil-, di-*n*-propil-, di-*n*-butil-, di-*n*-amil- şi di-*n*-octil-maleat sînt prezentate în tabelul 2.

Conversiile monomerilor mai mici de 10% au permis utilizarea ecuaţiei diferenţiale a copolimerizării, pentru calculul constantelor de copolimerizare r_1 şi r_2 [15]:

$$\frac{d[M_1]}{d[M_2]} = \frac{[M_1]}{[M_2]} \cdot \frac{r_1[M_1]+[M_2]}{[M_1]+r_2[M_2]} = \frac{[m_1]}{[m_2]} \qquad (1)$$

în care $[M_1]$ şi $[M_2]$ sînt concentraţiile molare ale monomerilor în amestecul iniţial de reacţie, iar $[m_1]$ şi $[m_2]$ concentraţiile molare ale monomerilor în copolimer.

Ecuaţia (1) a fost rezolvată prin metoda intersecţiei, pentru toate compoziţiile din tabelul 2.

Din valorile constantelor de copolimerizare obţinute s-au calculat, după schema Alfrey şi Price [16] activităţile relative Q_2 şi polaritatea e_2 a dublei legături din moleculele diesterilor maleici:

$$r_1 = \frac{Q_1}{Q_2} \exp.[-e_1(e_1-e_2)]; \quad r_2 = \frac{Q_2}{Q_1} \exp.[-e_2(e_2-e_1)]. \qquad (2)$$

Pentru acetat de vinil s-a luat $Q_1=0{,}026$ şi $e_1=0{,}22$ [17].

Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelul 3 şi figurile 1 şi 2, comparativ cu date de literatură pentru sistemele acetat de vinil-anhidridă maleică [18], acetat de vinil-mono-metil-maleat [9] şi acetat de vinil-dietil-maleat [6].

Tabelul 2

Copolimerizarea acetatului de vinil (M_1) cu diesteri ai acidului maleic (M_2), la 62 °C, și 1% greut. peroxid de benzoil

Copolimer	Ester maleic în amestecul inițial de monomeri $[M_2]$ % mol	Indicele de refracție al amestecului inițial de monomeri (la 20 °C)	Timp de reacție (minute)	Conversia monomerilor % greut.	Analiza copolimerilor		
					Indice de saponificare mgKOH/g	CH_3COOH în copolimer % greut.	Ester maleic în copolimer $[m_2]$ % mol
Acetat de vinil-dimetil-maleat	1,6	1,3974	30	0,4	672,1	60,6	8,3
	3,5	1,3987	75	10,4	682,3	53,1	15,6
	7,6	1,4020	50	4,6	698,1	44,0	25,4
	13,3	1,4058	84	10,0	712,2	37,9	33,1
	14,3	1,4065	77	7,9	715,3	37,1	34,5
	21,5	1,4110	100	9,8	718,4	36,1	39,1
	39,3	1,4215	145	8,1	724,1	29,2	45,2
	52,3	1,4269	160	2,0	737,2	27,5	47,9
	79,8	1,4374	210	9,8	739,4	26,4	49,3
Acetat de vinil-di-*n*-propil-maleat	3,2	1,3998	29	4,7	621,0	51,5	13,1
	13,8	1,4090	30	5,3	609,1	33,2	32,0
	21,8	1,4150	31	6,1	600,1	28,5	38,0
	32,5	1,4218	48	5,1	598,5	25,6	42,6
	41,7	1,4260	62	5,9	592,3	23,9	45,1
	46,1	1,4271	72	6,2	589,1	23,2	46,2
	65,8	1,4359	123	6,5	584,3	22,7	47,2
Acetat de vinil-di-*n*-butil-maleat	4,08	1,4011	64	10,0	581,2	53,7	10,0
	9,6	1,4072	30	4,5	579,8	40,2	19,2
	13,3	1,4111	32	4,3	575,8	38,0	24,0
	23,9	1,4195	40	6,7	556,3	30,2	32,8
	38,3	1,4276	76	14,3	549,1	25,2	39,9
	42,1	1,4288	62	4,5	542,1	24,5	41,2
	52,7	1,4342	93	4,9	531,3	22,4	44,4
	65,5	1,4380	120	4,4	524,2	21,2	46,3
Acetat de vinil-di-*n*-amil-maleat	5,95	1,4062	30	4,8	562,4	48,4	12,9
	18,75	1,4180	45	4,5	549,1	32,5	27,8
	24,8	1,4221	53	4,9	547,1	28,8	32,3
	38,2	1,4304	70	4,5	528,1	23,8	39,1
	42,0	1,4319	80	4,7	524,5	23,2	40,5
	49,5	1,4352	95	4,4	520,3	21,5	42,9
	72,3	1,4427	160	4,3	490,1	18,3	48,3
Acetat de vinil-di-*n*-octil-maleat	6,1	1,4086	40	6,9	528,1	44,3	12,7
	16,7	1,4180	45	7,9	457,3	29,3	25,9
	19,3	1,4291	60	7,8	444,4	27,5	28,0
	24,4	1,4251	65	7,1	429,1	24,6	31,6
	33,1	1,4346	75	7,3	417,2	21,3	36,5
	54,8	1,4445	95	7,4	399,5	16,75	44,3

Tabelul 3

Parametrii de copolimerizare pentru sistemele acetat de vinil (M_1) — derivați maleici (M_2)

Nr. crt.	Monomerul M_2	r_1	r_2	$r_1 r_2$	$\frac{1}{r_1}$	Q_2	e_2
1	CH—CO ‖ [18] CH—CO	0,055	0,003	0,00016	18,18	0,250	2,73
2	CH—COOH ‖ [9] CH—CO · OCH_3	0,090	0,00	0,00	11,12	0,160	2,63
3	CH—CO · OCH_3 ‖ CH—CO · OCH_3	0,160±0,005	0,045±0,005	0,0072	6,25	0,099	2,00
4	CH—CO · OCH_2CH_3 ‖ [6] CH—CO · OCH_2CH_3	0,170±0,01	0,043±0,005	0,0077	5,88	0,093	1,98
5	CH—CO · $O(CH_2)_2CH_3$ ‖ CH—CO · $O(CH_2)_2CH_3$	0,185±0,01	0,045±0,01	0,0083	5,41	0,087	1,96
6	CH—CO · $O(CH_2)_3CH_3$ ‖ CH—CO · $O(CH_2)_2CH_3$	0,340±0,005	0,045±0,005	0,0153	2,95	0,049	1,82
7	CH—CO · $O(CH_2)_4CH_3$ ‖ CH—CO · $O(CH_2)_4CH_3$	0,370±0,01	0,040±0,01	0,0148	2,71	0,045	1,84
8	CH—CO · $O(CH_2)_7CH_3$ ‖ CH—CO · $O(CH_2)_7CH_3$	0,383±0,01	0,040±0,01	0,0153	2,61	0,043	1,82

Cum rezultă din tabelul 3, constantele r_1 și r_2 sînt mai mici decît 1, iar valorile scăzute ale produsului $r_1 r_2$ indică tendința ridicată de alternare a monomerilor în catena macromoleculară.

Datele din tabelul 2 arată că viteza reacțiilor de copolimerizare în seria copolimerilor acetatului de vinil cu di-*n*-alchil-maleați depinde atît de compoziția amestecului inițial de monomeri cît și de natura radicalului alcoolic din moleculele diesterilor acidului maleic. În toate cazurile cercetate, reacțiile de copolimerizare au loc cu viteză mai mică decît viteza de polimerizare a acetatului de vinil. Efectul crește cu creșterea conținutului de diester maleic în amestecul inițial de reacție și este mai mic pentru esterii superiori decît pentru dimetil-maleat.

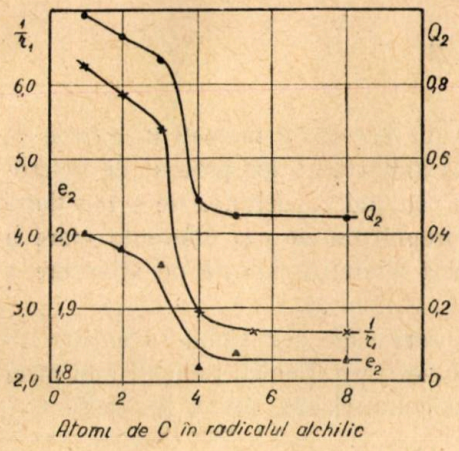


Fig. 1. Variația activității relative la copolimerizare față de radicalul acetatului de vinil și a polarității e_2 a dublei legături etilenice, pentru diesterii acidului maleic, în funcție de numărul atomilor de carbon ai radiealului alchilic, la copolimerizarea acetatului de vinil (M_1) cu di-*n*-alchil-maleați (M_2).

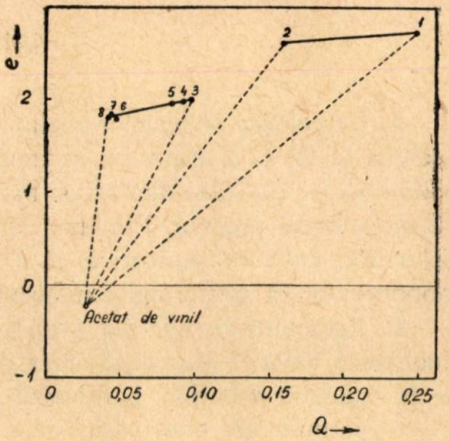


Fig. 2. Diagrama Q—e pentru sistemele acetat de vinil (M_1) derivați ai acidului maleic (M_2):

1 — Anhidridă maleică; *2* — ester monometil-maleic; *3* — dimetil-maleat; *4* — dietil-maleat; *5* — di-*n*-propil-maleat; *6* — di-*n*-butil-maleat; *7* — di-*n*-amit-maleat; *8* — di-*n*-octil-maleat.

Această comportare cinetică este oglindită în valorile numerice ale parametrilor de copolimerizare r_1, r_2, Q_2 și e_2. Constanta r_2 are valori apropiate de zero pentru toate sistemele studiate, ceea ce arată că are loc un proces de heteropolimerizare. Parametrul r_1 prezintă două serii de valori aproximativ constante și anume pentru di-alchil-maleați inferiori (C_1—C_3) 0,16—0,18, iar pentru cei superiori (C_4—C_8) 0,34—0,38, deci de două ori mai mari. Reprezentarea grafică (figura 1) a activității la copolimerizare a diesterilor maleici față de radicalul acetatului de vinil ($1/r_1$), activitatea la copolimerizare Q_2 și polaritatea dublei legături etilenice a di-*n*-alchil-maleaților în funcție de numărul atomilor de carbon ai radicalului alchilic, arată un mers caracteristic. Prin trecerea de la radicalul metil la propil toate aceste mărimi variază linear; în continuare curbele prezintă un palier accentuat, trecerea la radicalul butil făcîndu-se cu micșorarea bruscă a valorilor $1/r_1$, Q_2 și e_2, după care, în limita erorilor experimentale, rămîn constante.

Din reprezentarea în diagrama Q—e (figura 2), rezultă că activitățile la copolimerizare Q_2 ale derivaților maleici scad cu creșterea volumului radicalului alchilic al grupei esterice, deci cu creșterea împiedicării sterice. Discontinuitatea existentă la trecerea de la dimetil-maleat la esterul monometil maleic indică suprapunerea unui efect calitativ nou.

Scăderea polarității e_2 a dublei legături etilenice din moleculele diesterilor maleici poate fi atribuită efectului de masă al radicalilor alchilici nepolari.

CONCLUZII

1. Cercetarea sistemelor acetat de vinil-di-*n*-alchil maleați în soluție de acetonă la 62 °C a arătat că în condițiile indicate au loc procese de heteropolimerizare, radicalii diesterilor maleici neavînd capacitatea de a reacționa cu monomerul propriu. Produsul r_1r_2 apropiat de zero și diferența mare a polarității dublelor legături e_1 și e_2 indică tendința ridicată de alternare a monomerilor în catena macromoleculară.

2. Radicalul alchilic din grupările esterice ale di-*n*-alchil-maleaților influențează valorile parametrilor de copolimerizare. Pentru radicali mai mari decît radicalul *n*-butilic, parametrii de copolimerizare, devin, în limita erorilor experimentale, constanți.

BIBLIOGRAFIE

1. S. N. Uşakov, Polivinilovîi spirt i evo preizvodnîie, Izd A. N. S.S.S.R., Moscova-Leningrad, 1960, Tom. II, p. 701 ; K. A. Safe, Paint Manufact., *33*, Nr. 9, 335 (1963); Müller G., Österr. Chem.-Ztg., *64*, Nr. 2, 33 (1964); V. S. Krasnoşevscaia, Vestn. tehn. i ekon. inform. n.-i in-t. mehn.-ekon. issled. Gos kom-ta him. prom-sti Gosplane S.S.S.R., *12*, 21 (1964).
2. P. Agron, T. A. Alfrey, J. Bohrer, H. Haas, H. Wechsler, J. Polymer Sci., *3*, 157 (1948).
3. Szo-Kwei, Chen Ho, Chu-Hua Hsueh Pao, *23*, 212 (1957).
4. G. G. Cameron, D. H. Grant, N. Grassie, J. E. Lamb, I. G. Mc Neill, J. Polymer Sci., *36*, 173 (1959).
5. T. Tamikado, Y. Iwakura, J. Polymer Sci., *36*, 529 (1959).
6. F. M. Lewis, F. R. Mayo, J. Amer. Chem. Soc. *70*, 1533 (1948).
7. S. N. Uşakov, S. Miţenglender, B. Poliaţkina, J. P. H., *23*, 312 (1950)
8. I. Nanu, R. Bacaloglu, Gr. Pop, Buletinul Științific și Tehnic al Inst. Politehnic Timișoara, 12 (26) 55 (1967).
9. Jamada Masamori, Chem. High Polym., *18*, Nr. 189, 85 (1961).
10. I. Nenu, Gr. Pop, Buletinul Științific și Tehnic al Inst. Politehnic Timișoara, 11 (25) 99 (1966).
11. S. N. Uşakov, S. Miţenglender, B. Poliaţkina, J. P. H., *24*, 289 (1951).
12. M. F. Sorokin, J. M. Kocinov, Viscocomol. Soed. *6*, Nr. 5, 789 (1964).
13. F. M. Lewis, C. Walling, W. Cummings, E. R. Briggs, F. R. Mayo, J. Amer. Chem. Soc., *70*, 1519 (1948).
14. F. R. Mayo, F. M. Lewis, J. Amer. Chem. Soc., *66*, 1594 (1944).
15. T. Alfrey, D. Borer, G. Mark, Sopolimerizația, Izd. mostr. Lit. p. 17.
16. T. Alfrey, J. Price, J. Polymer Sci., *2*, 101 (1947).
17. L. L. Young, J. Polymer Sci., *54*, 411 (1961).
18. F. R. Mayo, C. Walling, Schem. Rev. *46*, 191 (1950).

СОПОЛИМЕРЫ ВИНИЛАЦИТАТА С ДИЭФИРАМИ МАЛИНОВОЙ КИСЛОТЫ

III. ОТНОСИТЕЛЬНАЯ АКТИВНОСТЬ МОНОМЕРОВ ПРИ СОПОЛИМЕРИЗАЦИИ ВИНИЛАЦЕТАТА С ДИ-Н-АЛКИЛМАЛЕАТАМИ

(РЕЗЮМЕ)

Изучение сополимеризация винилацетата (M_1) с диметил-, ди-н-пропил-, ди-н-бутил-, ди-н-амил- и ди-н-октилмалеата, в растворе ацетона при 62 °C и в присутствии I вес.% перекись бензоила.

Константа сополимеризации r_2 близко к нулю для всех изученных реакции : это показывает, что процесс является гетерополимеризации. Константа r_1 колебается от 0,160 до 0,185 для эфиров серии C_1—C_3 и от 0,340 до 0,383 для систем винилацетат (M_1) — ди-н-алкилмалеат (M_2), н-алкильный радикал которого содержит более 3 атомов углерода.

ÜBER COPOLYMERE VON VINYLACETAT MIT MALEINSÄURERESTEN

III. MITTEILUNG. DIE RELATIVE AKTIVITÄT DER MONOMEREN BEI DER COPOLIMERISIERUNG VON VINYLACETAT MIT DI-*n*-ALKYL MALEATEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Copolimerisierungsvorgänge von Vinylacetat M_1 mit Dimetyl-, Di-*n*-propyl-, Di-*n*-buthyl-, Di-*n*-amyl-, und Di-*n*-octyl-maleat wurden in Aceton-Lösung bei 62 °C und in Gegenwart von 1 Gew.% Benzoylperoxyd untersucht.

Die Copolimerisierungskonstante r_2 ist in allen untersuchten Fällen nahezu Null, was einen Heteropolymerisierungsvorgang anzeigt. Die Konstante r_1 nimmt im Falle der Copolimerisierung von Vinylacetat mit *n*-Alkylmaleaten für die niederen Ester der Reihe (C_1—C_3), die Werte von 0,160 bis 0,185 an bzw. 0,340 bis 0,383 für Ester mit Alkylresten höher als C_8.

ACIDUL DILITURIC CA REACTIV GRAVIMETRIC PENTRU DETERMINAREA: Cs^+, NH_4^+, Ba^{2+}, Zn^{2+}, Mg^{2+}

DE

FR. MIHAI, B. ROCH, ARIANA MORARU

Acidul dilituric formează cu o serie de cationi precipitate [1—2], a căror solubilitate redusă poate fi luată în considerare pentru constituirea de metode de dozare pe cale gravimetrică [3—6].

Comportarea termică a acestor precipitate, oferă de asemenea indicații despre formarea unor compuși intermediari sau produși finali stabili într-un interval larg de temperatură [7—8].

Pentru practica analitică, în special pentru dozările în serie, analiza termogravimetrică oferă avantaje evidente în special în amestecul de cationi; formarea precipitatelor cu acid dilituric are loc atît în soluții de cationi individuali, cît și în soluții de amestec de cationi.

DOZARI GRAVIMETRICE

Incercările efectuate asupra soluțiilor de: Cs^+, NH_4^+, Ba^{2+}, Zn^{2+}, etc., au arătat că precipitatele pot fi luate în considerare pentru instituirea de metode de dozare pe cale gravimetrică.

Metoda de lucru este simplă și expeditivă. Sarea care conține cationul de precipitat, 0,1—0,2 g, se dizolvă în 25—30 ml apă distilată și se adaugă un volum egal de alcool 95%. Se adaugă la rece, la început picătură cu picătură apoi în șuviță, sub agitare, soluția de acid dilituric 2%, preparată de asemenea în părți egale apă și alcool. Se adaugă atît reactiv, încît soluția după precipitare să rămînă slab gălbuie. Precipitatul se trece cantitativ într-un creuzet „G_4", iar după spălare cu alcool și eter, se poate cîntări. Avantajul constă atît în expeditivitatea determinării cît și în dozarea cationului sub forma unui compus cu masa moleculară mare și participarea acestuia într-un conținut redus.

In general, sensibilitatea reacției este de 1 μg/ml. S-a folosit notația radicalului acidului dilituric: $R{=}C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2$.

Dozarea cesiului s-a efectuat prin precipitare dintr-o soluție de Cs_2SO_4 p. a. „Chemapol"; factorul gravimetric f=0,4357 ($\bar{1}$,63919).

Din datele tabelului 1, rezultă că dozarea cesiului ca dilituratat de cesiu este posibilă, datele gravimetrice dau diferențe admisibile; prezintă însă dezavantajul factorului gravimetric mare.

Tabelul 1

Proba	Cs_2SO_4 mg	CsR mg	Cs % găsit	Cs % calculat	Dif. %
1	100,5	169,0	73,26	73,45	−0,19
2	118,1	198,0	73,05	—	−0,40
3	126,7	213,3	73,35	—	−0,10
4	142,1	239,6	73,47	—	+0,02
5	150,6	253,5	73,34	—	−0,11
6	174,0	293,5	73,49	—	+0,04
7	181,8	308,1	73,84	—	+0,39
8	193,8	327,9	73,72	—	+0,27
9	203,6	343,5	73,51	—	+0,06

Dozarea amoniului se poate efectua din orice sare solubilă; factorul gravimetric f=0,0949 ($\bar{2}$,97727).

Tabelul 2

Proba	NH_4Cl mg	NH_4R mg	NH_4% găsit	NH_4% calculat	Dif. %
1	103,6	365,4	33,46	33,72	−0,26
2	140,5	502,3	33,96	—	+0,20
3	165,2	584,2	33,56	—	−0,16
4	201,8	711,5	33,46	—	−0,26
		$(NH_4)_2HPO_4$			
1	129,5	369,9	27,11	27,32	−0,21
2	168,6	483,3	27,20	—	−0,12
3	176,4	511,4	27,51	—	+0,19
4	212,6	610,3	27,24	—	−0,08
		$(NH_4)_2SO_4$			
1	108,6	315,9	27,60	27,33	+0,27
2	132,1	381,3	27,39	—	+0,06
3	158,2	459,7	27,57	—	+0,24
4	194,7	560,5	27,32	—	−0,01

Datorită conținutului redus de NH_4^+ în diliturатul de amoniu, factorul gravimetric favorabil, apar indicații asupra posibilității dozării pe cale semimicrochimică.

Dozarea bariului s-a efectuat dintr-o soluție de $BaCl_2 \cdot 2H_2O$ p. a. Merk; factorul gravimetric f=0,2653 ($\bar{1}$,42374).

Tabelul 3

Proba	$BaCl_2 \cdot 2H_2O$ mg	$BaR_2 \cdot 2H_2O$ mg	Ba % găsit	Ba % calculat	Dif. %
1	90,0	191,0	56,30	56,22	+0,08
2	108,9	231,3	56,35	—	+0,13
3	127,1	269,1	56,28	—	+0,06
4	140,2	297,4	56,28	—	+0,06
5	161,1	343,2	56,52	—	+0,30
6	181,8	387,5	56,55	—	+0,33
7	193,0	412,2	56,66	—	+0,44
8	212,6	453,5	56,59	—	+0,37

Din datele de mai sus rezultă că valorile sînt concordante între ele; față de valoarea calculată, acestea sînt însă mai mari, ca o consecință a reținerii de reactiv de către precipitatul de dilituraț de bariu, care este foarte compact.

Dozarea zincului s-a efectuat într-o soluție de $ZnSO_4 \cdot 7H_2O$ p. a. Riedel de Häen; factorul gravimetric f=0,1181 ($\overline{1}$,07225). Precipitatul filtrează foarte bine și dozarea se poate efectua chiar și în soluție apoasă.

Tabelul 4

Proba	$ZnSO_4 \cdot 7H_2O$ mg	$ZnR_2 \cdot 8H_2O$ mg	Zn %		Dif. %
			găsit	calculat	
1	120,1	233,2	22,93	22,73	+0,20
2	140,1	271,4	22,82	—	+0,09
3	160,0	309,4	22,83	—	+0,10
4	180,2	349,5	22,90	—	+0,17
5	200,2	382,5	22,56	—	−0,17
6	220,4	427,7	22,91	—	+0,18
7	240,2	461,5	22,69	—	−0,04
8	260,6	507,0	22,97	—	+0,24

În general, pentru oricare precipitat, filtrarea se desfășoară bine chiar și pentru cantități mari de precipitat.

Dozarea magneziului s-a efectuat cu o soluție de $MgCl_2 \cdot 6H_2O$, al cărui conținut s-a determinat ca $MgNH_4PO_4 \cdot 6H_2O$; factorul gravimetric f=0,0474 ($\overline{2}$,67578).

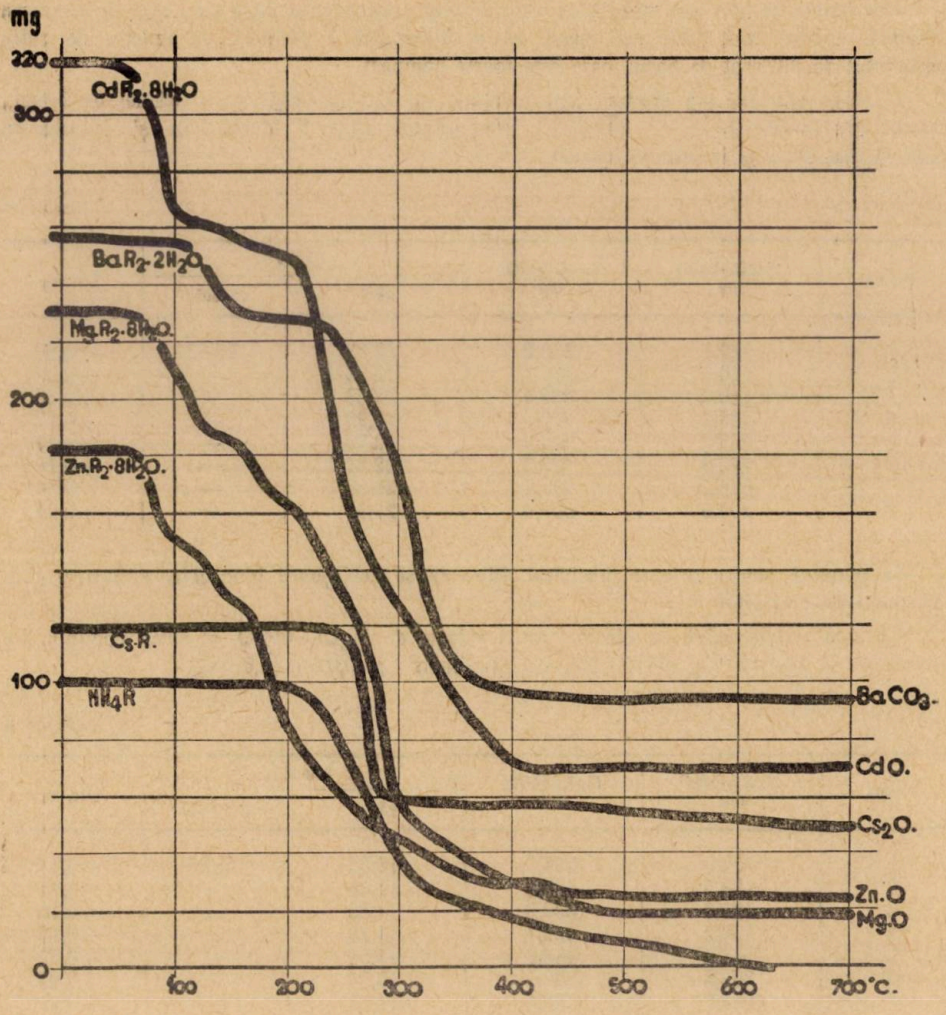
Tabelul 5

Proba	$MgCl_2 \cdot 6H_2O$ mg	$MgR_2 \cdot 8H_2O$ mg	Mg %		Dif. %
			găsit	calculat	
1	100,6	250,3	11,82	11,96	−0,14
2	123,4	308,5	11,85	—	−0,11
3	135,6	339,5	11,86	—	−0,10
4	160,2	400,1	11,83	—	−0,13
5	185,4	468,7	11,98	—	+0,02
6	203,6	530,1	12,04	—	+0,08
7	220,2	550,5	11,85	—	−0,11

Erorile determinărilor se păstrează în limite mici și factorul gravimetric este extrem de favorabil.

DOZARI TERMOGRAVIMETRICE

Prezintă importanță dozarea cationilor în amestec, pentru acele precipitate care individual se pot doza gravimetric. In acest scop, se urmărește descompunerea termică a precipitatului amestecului de cationi obținut cu același reactiv, iar din masa produșilor descompunerii stabili într-un anumit interval de temperatură și masa amestecului inițial supus încălzirii, se stabilește un sistem de ecuații [9—11]. Dilituraților studiați gravimetric în pre-



TERMOGRAMELE DILITURAȚILOR

Fig. 1.

zenta lucrare se folosesc în continuare pentru dozări în amestec. Comportarea termică a acestora este arătată în figura 1. Dintre aceștia, dilituratul de amoniu se descompune total, dilituratul de bariu numai la $BaCO_3$, iar ceilalți la oxizi. Oxidul de cesiu nu poate fi luat în considerare, deoarece este volatil [12]. Compușii intermediari ce apar, de asemenea nu pot fi luați în considerare, deoarece ei sînt stabili numai într-un interval îngust de temperatură și foarte diferit între ei. Din figura 1 se desprinde că după 450 °C, toți produșii sînt stabili.

Calculele se efectuează după sistemul de ecuații:

$$M = \frac{Me_x(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O}{Me_x} X + \frac{Me_y(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O}{Me_y} Y$$

$$m = \frac{Me_xO}{Me_x} X + \frac{Me_yO}{Me_y} Y.$$

M = masa amestecului de diliturați;
m = masa produșilor finali (ca oxizi);
Me_x = metalul cu masa atomică mai mare;
Me_y = metalul cu masa atomică mai mică;
X = cantitatea de Me_x în amestec.
Y = cantitatea de Me_y în amestec;

Explicitat rezultă:

$$X = Me_x \frac{Me_y(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O \cdot m - Me_yO \cdot M}{Me_y(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O \cdot Me_xO - Me_x(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O \cdot Me_yO}$$

$$Y = -Me_y \frac{Me_x(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O\ m - Me_xO \cdot M}{Me_y(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O\ Me_xO - Me_x(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O \cdot Me_yO}$$

Amestecul Zn-Cu, pentru care raportul maselor atomice este:

$$\frac{Zn}{Cu} = \frac{65{,}38}{63{,}54} = 1{,}03.$$

In tabelul 6 se dau rezultatele analizei termogravimetrice, pentru care precipitarea în amestec s-a făcut identic cu a cationilor Cu^{2+} și Zn^{2+} individuali.

Tabelul 6

Proba	M mg			m mg		
	găsit	calculat	E %	găsit	calculat	E %
1	343,5	343,1	+0,1165	49,6	49,93	−0,661
2	515,3	514,6	+0,1360	74,8	74,90	−0,1335
3	690,9	692,2	−0,188	100,3	100,75	−0,447

Proba	Zn mg				Cu mg			
	găsit	luat	E %	E_x	găsit	luat	E %	E_y
1	3,69	20,1	−81,6	−79,7	35,71	19,9	+79,5	79,0
2	21,82	30,1	−27,5	−27,6	37,70	29,9	+26,1	27,4
3	29,68	40,2	−28,6	−27,0	50,13	40,5	+23,8	+25,8

Calculele s-au efectuat pentru diliturați ca formă inițială $Zn(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O$ cu masa moleculară 553,67, $Cu(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O$ cu masa moleculară 551,85 și pentru oxizi ca formă finală.

Inlocuind valorile numerice, rezultă :

$$X = 41{,}44\, m - 5{,}973\, M$$

$$Y = -40{,}41\, m + 5{,}939\, M.$$

Amestecul Cd-Zn pentru care raportul maselor atomice este :

$$\frac{Cd}{Zn} = \frac{112{,}41}{65{,}38} = 1{,}72.$$

Calculele s-au efectuat ca și în cazul precedent pentru diliturați ca formă inițială $(Cd(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O$ cu masa moleculară 600,7) și pentru oxizi ca formă finală.

Inlocuind valorile numerice, rezultă :

$$X = 2{,}802\, m - 0{,}4118\, M$$

$$Y = -1{,}768\, m + 0{,}3779\, M.$$

In tabelul 7 se dau rezultatele determinărilor.

Tabelul 7

Proba	M mg			m mg		
	găsit	calculat	E %	găsit	calculat	E %
1	491,6	490,6	+0,204	88,1	87,5	+0,686
2	516,8	518,0	−0,232	95,3	95,8	−0,522
3	604,8	604,6	+0,0331	113,4	114,0	−0,526

Proba	Cd mg				Zn mg			
	găsit	luat	E %	E_x	găsit	luat	E %	E_y
1	44,42	43,0	+3,30	+2,95	30,02	30,8	−2,53	−2,22
2	54,21	55,1	−1,62	−1,64	26,81	26,4	+1,55	+1,82
3	68,69	70,5	−2,57	−2,30	28,06	26,9	+4,31	+4,22

Amestecul Ba-Mg pentru care raportul maselor atomice este :

$$\frac{Ba}{Mg} = \frac{137{,}36}{24{,}32} = 5{,}6.$$

In acest caz avantajul constă în faptul că unul din elemente apare în forma finală nu sub formă de oxid, ci sub formă de carbonat ; $BaCO_3$.

Aceasta face ca eroarea experimentală să nu mai influenţeze nefavorabil pentru bariu, în măsura în care influenţează asupra amestecului final de oxizi. Totuşi, acest amestec nu reprezintă cazul cel mai favorabil, întrucît magneziul participă la amestecul final sub formă de oxid, care are masa moleculară mică şi în care magneziul se găseşte într-un procentaj mare.

Calculele s-au efectuat pentru formele iniţiale:

$Ba(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 2H_2O$ cu masa moleculară 517,55 şi

$Mg(C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2)_2 \cdot 8H_2O$ cu masa moleculară 512,61. Produsul final este format din $BaCO_3$ şi MgO.

Inlocuind valorile numerice, rezultă:

$$X = 0{,}8768\, m - 0{,}06897\, M$$

$$Y = -0{,}1567\, m + 0{,}05977\, M$$

In tabelul 8 se dau rezultatele determinărilor.

Tabelul 8

Proba	M mg			m mg		
	găsit	calculat	E %	găsit	calculat	E %
1	760,3	758,30	+0,343	135,5	137,32	−1,325
2	826,9	827,34	−0,0532	129,0	129,87	−0,67
3	1 450,6	1 451,95	−0,093	181,7	182,98	−0,700
4	875,0	875,23	−0,0263	102,3	102,15	+0,147

Proba	Ba mg				Mg mg			
	găsit	luat	E %	E_x	găsit	luat	E %	E_y
1	66,33	68,1	−2,60	−2,61	24,25	23,8	+1,89	+1,85
2	56,08	56,8	−1,27	−1,29	29,21	29,1	+0,38	+0,38
3	59,26	60,3	−1,72	−1,72	58,23	58,1	+0,22	+0,21
4	29,35	29,2	+0,51	+0,51	36,27	36,3	−0,083	−0,10

Amestecul Zn-NH_4 se poate doza ţinînd cont de comportarea dilituratului de amoniu. In cursul încălzirii, dilituratul de amoniu se descompune la 400 °C, se carbonizează, iar la 600 °C dispare total. De aceea, produsul final se cîntăreşte ca ZnO. Pentru ca arderea carbonului să fie asigurată, practic s-a efectuat calcinarea în acelaşi creuzet în care s-a filtrat precipitatul (G_4), menţinîndu-se la 600 °C pînă ce produsul devine alb.

Pentru calcul se folosesc dilituraţii ca formă iniţială:

($NH_4C_4H_2O_3N_2 \cdot NO_2$ cu masa moleculară 190,03).

Inlocuind valorile numerice, rezultă:

$$X = 0{,}8034\, m$$

$$Y = -0{,}6456\, m + 0{,}09489\, M.$$

In tabelul 9 se dau rezultatele determinărilor.

Tabelul 9

Proba	*M* mg			*m* mg		
	găsit	calculat	*E* %	găsit	calculat	*E* %
1	660,0	656,10	+0,594	33,0	32,62	+1,165
2	752,6	746,04	+0,879	37,6	37,47	+0,347
3	892,3	887,03	+0,594	50,3	50,92	−1,217

Proba	Zn mg				NH_4 mg			
	găsit	luat	*E* %	E_x	găsit	luat	*E* %	E_y
1	26,51	26,2	+1,18	+1,17	41,53	41,2	+0,32	+0,30
2	30,21	30,1	+0,37	+0,35	47,14	46,6	+1,16	+1,16
3	40,41	40,9	−1,20	−1,22	52,20	51,3	+1,75	+1,75

Amestecul Cd-NH_4 se poate doaza identic cu amestecul Zn-NH_4; forma finală de cîntărire este CdO.

Inlocuind valorile numerice în expresia generală, rezultă:

$$X=0{,}8754\,m$$

$$Y=-0{,}4439\,m+0{,}09489\,M.$$

In tabelul 10 se dau rezultatele determinărilor.

Tabelul 10

Proba	*M* mg			*m* mg		
	găsit	calculat	*E* %	gasit	calculat	*E* %
1	420,8	423,56	−0,652	30,6	30,61	−0,033
2	410,0	408,27	+0,424	38,8	38,60	+0,518
3	380,1	380,48	−0,1	40,7	40,77	−0,172
4	395,9	394,32	+0,400	51,2	50,93	+0,53

Proba	Cd mg				NH_4 mg			
	găsit	luat	*E* %	E_x	găsit	luat	*E* %	E_y
1	26,79	26,8	−0,04	−0,03	26,35	26,6	−0,94	−0,97
2	33,97	33,8	+0,50	+0,52	21,68	21,6	+0,37	+0,35
3	35,63	35,7	−0,20	−0,17	18,0	18,0	0	−0,03
4	44,82	44,6	+0,49	+0,53	14,84	14,8	+0,27	+0,20

Interpretarea rezultatelor se poate face prin calculul erorilor, din expresia lui M şi m, folosind relaţia care dă eroarea relativă în element: E_x şi E_y.

Calculele duc la concluzia că erorile sînt cauzate de raportul maselor atomice a elementelor de dozat, de raportul maselor moleculare a formelor de cîntărire, precum şi de raportul cantităţilor de elemente în amestecul de dozat.

Amestecul Zn-Cu, pentru care raportul maselor atomice este 1,03 nu se poate doza termogravimetric.

Amestecînd Cd-Zn, pentru care raportul maselor atomice este 1,72, se poate doza numai pentru conţinutul 31—79% Cd.

Amestecul Ba-Mg, pentru care raportul maselor atomice este 5,6, se poate doza numai pentru conţinutul 13,8—97,5% Ba.

Amestecul Zn-NH_4 şi Cd-NH_4, în care final se regăseşte numai unul din elemente, se poate doza pentru conţinut pînă la 92% Zn, respectiv 95% Cd.

CONCLUZII

Din prezenta lucrare se desprind următoarele:

— Acidul dilituric precipită cantitativ, în soluţii neutre, cationii: Cs^+, NH_4^+, Ba^{2+} Zn^{2+} şi Mg^{2+}. Precipitarea este expeditivă, însă nu specifică.

— În condiţii speciale, acidul dilituric se poate folosi şi pentru codozări, prin termoliza precipitatului.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Schlieper, Liebigs Ann. Chem. *56*, 24 (1845).
2. A. Bayer, Liebigs Ann. Chem. *127*, 214 (1863).
3. H. Fredholm, Z. analyt. chem. *104*, 400 (1936).
4. C. Redemann şi C. Niemann, J. Amer. Chem. Soc. *64*, 590 (1940).
5. A. Berlin şi R. Robinson, Analyt. Chim. Acta *24*, 224, 319, 432 (1961).
6. I. Dick şi Fr. Mihai, Studii şi cercet. ştiinţifice, Acad. R.P.R., Baza Timişoara, 3, 67 (1956); *4*, 61, 67, 73 şi 91 (1957); *5*, 107 (1958).
7. Fr. Mihai şi B. Roch, Studii şi cercet. ştiinţifice, Acad. R.P.R. Baza Timişoara, *5*, 113 (1958); *7*, 303 (1960).
8. Fr. Mihai şi B. Roch, Bul. ştiinţ. şi tehnic, Inst. Pol. Timişoara, *3*, 245 (1958); *5*, 369 (1960).
9. S. Peltier şi C. Duval. Analyt. Chim. Acta, *1*, 408 (1947).
10. Z. F. Sahova şi E. N. Semenovkaia, Zavodskaya Lab. *22*, 1430 (1956).
11. F. Paulik, J. Paulik şi L. Erdey, Z. analyt. Chem., *160*, 241 (1958).
12. V. I. Spiţîn şi V. I. Soştak, Jurnal Obscei Himii *19*, 1801 (1949).

ДИЛИТУРОВАЯ КИСЛОТА КАК ГРАВИМЕТРИЧЕСКИЙ РЕАГЕНТ ДЛЯ ДОЗИРОВАНИИ Cs^+, NH_4^+, Ba^{2+}, Zn^{2+}, Mg^{2+}

(РЕЗЮМЕ)

В работе используется незначительная растворимость солей цедия, аммония, магния, цинка и бария с дилитуровой кислотой, как методы гравиметрической дозировании

Из термического поведения этих солей, определяется предел температуры, в котором они являются термостойкиим. Из отдельных определении катионов установливается критерий, по котором можно дозировать их в смеси. Так, масса мсеси дилиВается критерий, по котором можно дозировать их в смеси. Так, масса смеси диличенных при термическом разложении, являются формами свешивания.

DIE DILITURSÄURE ALS GEWICHTSANALYTISCHES REAGENS ZUR BESTIMMUNG VON Cs^+, NH_4^+, Ba^{2+}, Zn^{2+}, Mg^{2+}

(ZUSAMMENFASSUNG)

Aus der geringen Löslichkeit der Diliturate des Cäsiums, Ammoniums, Magnesiums, Zinks und Bariums ergibt sich die Möglichkeit der gewichtsanalytischen Bestimmung dieser Elemente.

Aus dem thermsichen Verhalten dieser Salze wird der Temperaturbereich bestimmt, innerhalb dessen thermisch stabile Verbindungen entstehen.

Aus den Einzelbestimmungen wird ein Kriterium abgeleitet nach welchem die Kationen im Gemisch auf thermogravimetrischen Wege bestimmbar sind. Dazu, wird das Gewicht des durch Mitfällung erhaltenen Gemisches der Diliturate und jenes der durch thermische Zersetzung erhaltenen Endprodukte verwendet.

STUDIUL RAFINĂRII AVANSATE A STIBIULUI PRIN ELECTROLIZĂ CU CATOD VIBRAT (II)*)

STABILIREA PARAMETRILOR OPTIMI LA ANOD IN CONDIȚIILE VIBRĂRII CATODULUI ȘI DETERMINAREA RANDAMENTULUI DE CURENT ȘI A PURITĂȚII STIBIULUI DEPUS

DE

I. PĂRVU

In prima parte a lucrării, s-au studiat parametrii catodici și structura depozitului, pe procedeul electrolizei cu anod solubil. Dar, sub acest aspect, trebuie avut în vedere că densitatea de curent după care se va desfășura electroliza ca atare, va fi limitată de comportarea anodului, care la anumite densități de curent tinde în timp să se pasivizeze. Apariția fenomenului de pasivizare anodică este semnalat de creșterea bruscă spre valori pozitive a potențialului anodic și marchează densitatea limită de curent pînă la care procesul electrolizei decurge normal. Deci pentru găsirea densității limită de curent anodic — care este decisivă în procedeul electrolizei cu anod solubil —, este necesar studiul variației potențialului anodic funcție de densitatea de curent, în condițiile vibrării catodului.

Și în studiul potențialului anodic, se folosește tot vibrarea catodului, deoarece vibrarea anodului ar menține în suspensie nămolul anodic, care ar fi ușor antrenat și înglobat în depozitul catodic. Vibrarea catodului va avea influență pozitivă și asupra fenomenelor anodice, datorită undelor formate ca urmare a accelerației foarte mari pe care o capătă catodul la schimbarea sensului mișcării [1].

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Anodul a fost confecționat din stibiu tehnic avînd suprafața de 1 cmp. In centrul acestuia, printr-un orificiu corespunzător s-a fixat sifonul capilar din sticlă, prin fața posterioară suprafeței active. Suprafețele marginale și fața posterioară, au fost acoperite cu un strat de parafină de 2 mm grosime.

*) Rezultatele lucrării au fost comunicate la cea de a III-a Conferință Republicană de Chimie, Timișoara 27—30 iunie 1966.

S-a folosit același catod și aceeași aparatură ca la determinările potențialelor catodice, instalația fiind în cazul acesta adecvată determinărilor potențialelor anodice.

Distanța între electrozi a fost de 20 mm.

Ținîndu-se seamă de influența negativă a ridicării temperaturii, determinările potențialelor anodice s-au efectuat la temperatura electrolitului de 22—24 °C.

Influența concentrației celor doi acizi și a conținutului în stibiu din electrolit, asupra procesului anodic, s-a studiat pe probele din tabelul 1 redat în prima parte a lucrării.

Determinînd potențialul anodic funcție de densitatea de curent pentru electroliții cu concentrația de 25 g/l acid sulfuric exces (față de cantitatea stoechiometrică după reacția 1 din prima parte), a reeșit că mărirea concentrației în acid fluorhidric peste 40 g/l exces (față de cantitatea stoechiometrică după reacția 2 din prima parte), duce la creșterea densității limită de curent. Acest lucru însă, este limitat atît de considerente de toxicitate cît și de considerente economice. Din acest motiv, pentru probele cu 50, 100 și 300 g/l acid sulfuric exces, s-a folosit drept concentrație maximă de acid fluorhidric numai 40 g/l.

În figura 1 sînt redate curbele variației potențialului anodic funcție de densitatea de curent, pentru concentrația de 25 g/l acid sulfuric exces, 40 g/l acid fluorhidric exces și la conținuturile în stibiu arătate în tabelul 1 din prima parte a lucrării.

Referitor la valorile potențialului anodic pentru concentrația de 50 g/l acid sulfuric exces, cu conținuturile de 5, 20, 40 și 60 g Sb/l, redăm în fig. 2, reprezentarea grafică a variației potențialului anodic funcție de densitatea de curent, pentru concentrația de 40 g/l acid fluorhidric exces.

În figura 3 sînt reprezentate curbele variației potențialului anodic funcție de densitatea de curent, pentru concentrația de 100 g/l acid sulfuric exces, cu conținuturile în stibiu și concentrația în acid fluorhidric la fel ca în figura 2.

Figura 4 redă curbele variației potențialului anodic funcție de densitatea de curent, pentru concentrația de 300 g/l acid sulfuric exces, cu aceleași conținuturi în stibiu și la aceeași concentrație în acid fluorhidric ca și la curbele din figura 2 și 3.

Dacă comparăm diagramlee din figurile 2, 3 și 4, se observă că, începutul creșterii vizibile a potențialului anodic (panta curbelor devine mai mică) pentru conținutul în stibiu de 60 g/l, se situiază în jurul valorii de 3 200 A/mp, valoare care în toate cazurile corespunde și conținutului de 40 g Sb/l. În consecință mărirea conținutului în stibiu peste 40 g/l nu este avantajoasă nici la concentrații crescute în acid sulfuric.

De asemeni se observă din cele trei figuri, că pentru același conținut în stibiu, potențialul anodic are creșterea bruscă, la aceeași valoare a densității de curent. Deci privit sub acest aspect, mărirea concentrației în acid sulfuric nu aduce o creștere a densității limită de curent.

Pe de altă parte însă, comparînd cele patru grupuri de curbe ale potențialului anodic, se observă că pe măsură ce crește concentrația în acid sulfuric, panta curbelor devine mai mare. Acest lucru face posibilă o funcționare

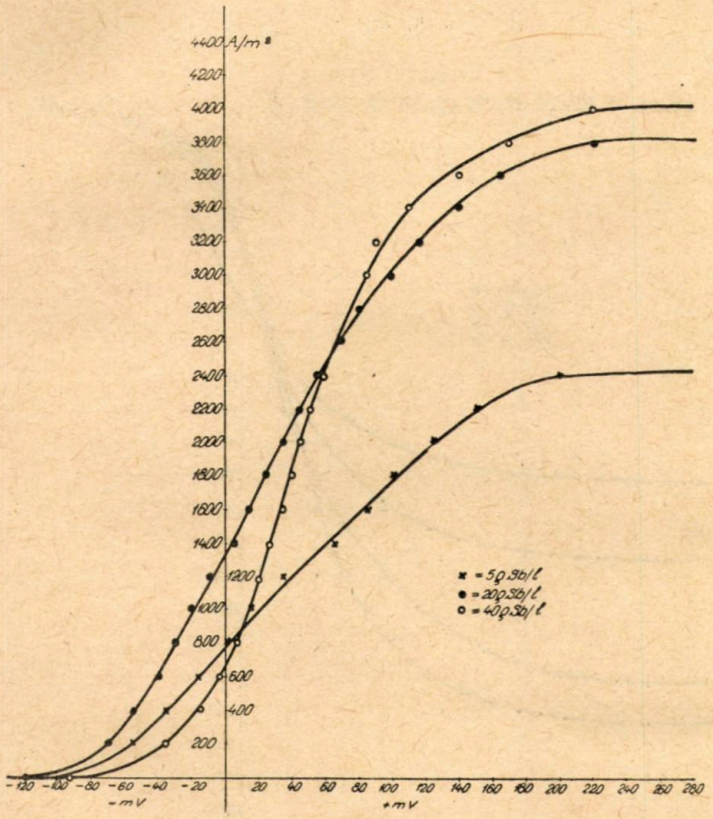

A/m²
4400
4200
4000
3800
3600
3400
3200
3000
2800
2600
2400
2200
2000
1800
1600
1400
1200
1000
800
600
400
200
-120 -100 -80 -60 -40 -20
20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240 260
-mV
+mV
× = 5 g Sb/l
● = 20 g Sb/l
○ = 40 g Sb/l

Fig. 1.

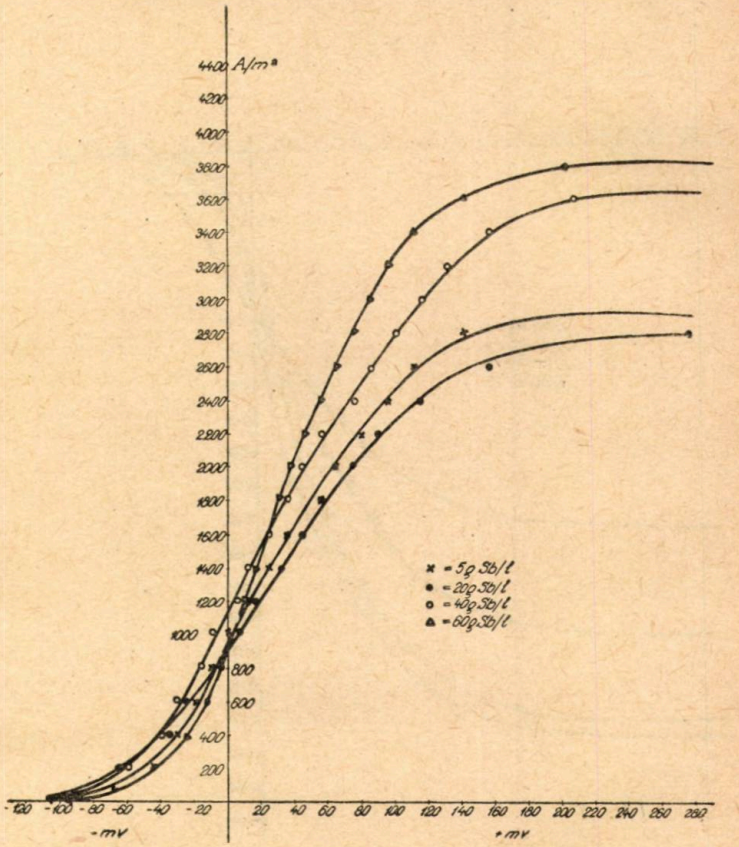

A/m²
4400
4200
4000
3800
3600
3400
3200
3000
2800
2600
2400
2200
2000
1800
1600
1400
1200
1000
800
600
400
200
-120 -100 -80 -60 -40 -20
20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240 260
-mV
+mV
× = 5 g Sb/l
● = 20 g Sb/l
○ = 40 g Sb/l
▲ = 60 g Sb/l

Fig. 2.

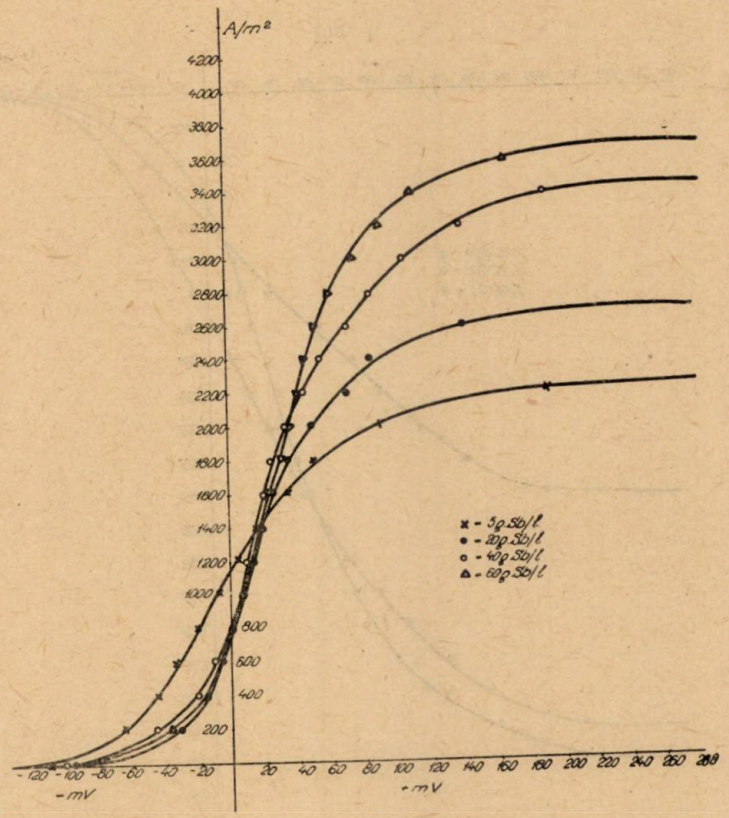

A/m²
4200
4000
3800
3600
3400
3200
3000
2800
2600
2400
2200
2000
1800
1600
1400
1200
1000
800
600
400
200
-120 -100 -80 -60 -40 -20
20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240 260 280
-mV
-mV
× - 5g Sb/l
● - 20g Sb/l
○ - 40g Sb/l
△ - 60g Sb/l

Fig. 3.

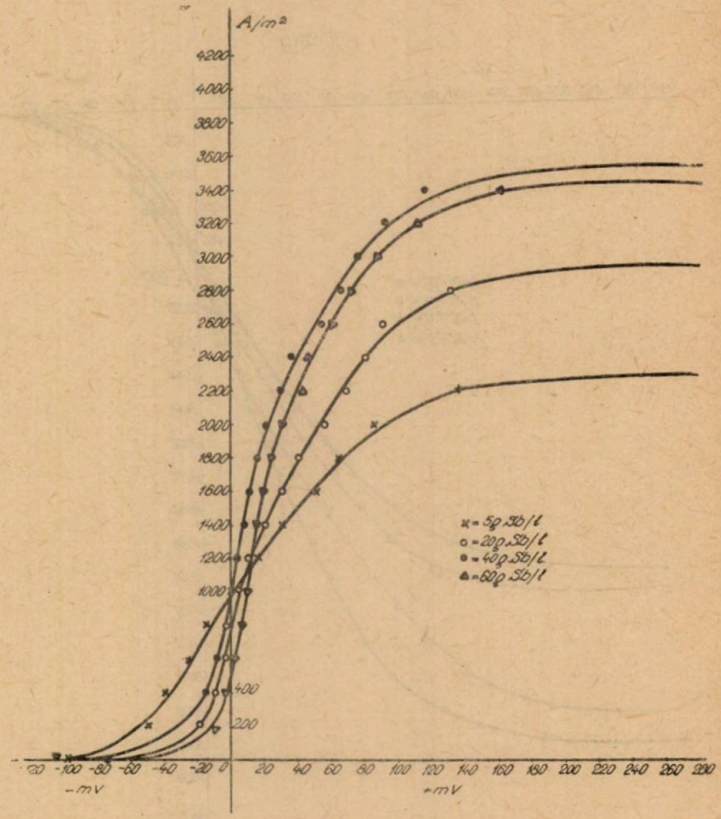

A/m²
4200
4000
3800
3600
3400
3200
3000
2800
2600
2400
2200
2000
1800
1600
1400
1200
1000
400
200
-100 -80 -60 -40 -20 0
20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240 260 280
-mV
-mV
× - 5g Sb/l
○ - 20g Sb/l
● - 40g Sb/l
△ - 60g Sb/l

Fig. 4.

a electrolizei, în condițiile unei mai bune stabilități a potențialului anodic. Observația este în deplină concordanță cu datele literaturii referitoare la electroliza staționară, la care se recomandă electroliți cu concentrația în acid sulfuric peste 60 g/l exces.

In urma rezultatelor și a observațiilor asupra determinării potențialelor anodice în condițiile vibrării catodului, se desprind următoarele concluzii:

— procesul electrolizei se poate desfășura fără deranjamente anodice, folosind chiar soluții de electroliți cu 5 g/l stibiu, 25 g/l acid sulfuric exces și 40 g/l acid fluorhidric exces, la densitatea de curent anodic de 1 800—2 000 A/mp;

— pentru o densitate de curent de 3 000 A/mp, cel mai bine se lucrează cu electroliți care conțin 40 g/l stibiu. Nu este avantajoasă folosirea electroliților cu 60 g/l stibiu, atît în cazul soluțiilor cu concentrație mică în acid sulfuric (stibiul nu se dizolvă total), cît și în cazul celor cu concentrație mare;

— concentrația în acid sulfuric mai mare de 50 g/l, nu aduce o creștere esențială a densității limită de curent. Dar privind sub aspectul unei bune stabilități a electrolizei și avînd în vedere faptul că plumbul poate lipsi total din stibiul catodic cu cît crește concentrația în acid sulfuric din electrolit, se recomandă electroliți cu peste 100 g/l acid sulfuric exces.

Pe baza concluziilor de mai sus, s-a efectuat electroliza ca atare urmărindu-se:

— comportarea în timp a anodului la densități de curent apropiate de densitatea limită,

— determinarea randamentului de curent catodic, la densitățile de curent anodic încercate,

— efectuarea unui studiu al purității stibiului depus pe catod, la densitățile de curent luate în lucru,

— obținerea unei cantități de aproximativ 220 g stibiu, necesar formării unui lingou cu dimensiuni corespunzătoare pentru a se supune purificării prin topire zonară.

Deoarece stibiul tehnic folosit a conținut 2,3% arsen, a fost necesară îndepărtarea acestuia folosind topirea cu amestec de carbonat și azotat de potasiu [2]. După această topire, conținutul în arsen a scăzut la a 255-a parte. Analiza arsenului s-a efectuat spectrografic.

Din stibiul purificat de arsen, s-a turnat anodul cu o suprafață de 30 cmp și grosimea de 1,5 cm. Suprafețele marginale și suprafața posterioară a acestuia au fost parafinate.

Catodul s-a confecționat din cupru pur, cu aceeași suprafață activă ca și anodul, celelalte suprafețe fiind parafinate.

Electrolitul s-a pregătit în cantitate de 625 ml, conținînd 40 g/l stibiu, 300 g/l acid sulfuric exces și 40 g/l acid fluorhidric exces.

S-au efectuat două electrolize succesive. Condițiile de lucru și rezultatele primei electrolize sînt sintetizate în tabelul 1. In toate cazurile, amplitudinea de vibrare a fost de 2 mm, menținîndu-se constantă prin intermediul unei rezistențe în circuitul de alimentare al vibratorului.

Tabelul 1

Nr. şarjei	Soluţia	Densitate de curent A/mp.	Tensiune între electrozi în V	Durata depunerii în ore	Suprafaţă catod. resp. anod. în cmp.	Greutate catod. iniţial, în g	Greutate catod. după depunere în g	Cantitate de Sb depusă, în g	Randament de curent în %
1	I-a	1 000	1,2	8	30	19,9500	56,3032	36,3523	100,02
2		1 000	1,2	8		18,3502	55,2102	36,3600	100,04
3		1 000	1,2	8^{45}		19,8843	59,4057	39,5224	99,94
4		1 000	1,2	8		19,3897	55,7296	36,3399	99,98
1	II-a	1 500	1,3	4^{30}	20	12,6880	33,1235	20,4355	99,95
2		1 500	1,3	8		12,0388	48,4399	36,4011	100,15
3		1 500	1,3	8		12,3528	48,6853	36,3325	99,95
4		1 500	1,3	8		12,5419	48,8820	36,3401	99,98

După cum se observă din acest tabel, electrolizele la densitatea de 1 500 A/mp, s-au executat din electrolit proaspăt identic cu cel de la 1 000 A/mp, pentru a se evita impurificarea ultimelor depuneri de stibiu, cu plumb, staniu, fier şi bismut, care se acumulează în soluţie, proporţional cu timpul de funcţionare.

Tot din tabelul 1 se poate constata că la depunerea cu 1 000 A/mp, cantitatea depusă în opt ore pe o suprafaţă de 30 cmp, este în medie de 36,3507 g stibiu, ceea ce revine la 0,1514 g/cmp.h. La depunerea cu 1 500 A/mp, cantitatea medie depusă în opt ore pe o suprafaţă de 20 cmp, este de 36,3579 g stibiu, ceea ce revine la 0,2272 g/cmp.h.

Stibiul catodic depus se prezintă sub formă cristalină de culoare albgris, foarte compact, aderent şi foarte uniform repartizat pe suprafaţa catodului. Depozitul este casant şi prin lovire se sparge desprinzîndu-se uşor de pe catod, dar nu cade singur.

Menţionăm că în timpul celor opt ore de funcţionare, densitatea de curent a rămas absolut constantă, atît la 1 000 cît şi la 1 500 A/mp. Aceasta dovedeşte că la densităţile respective, n-a avut loc nici un fenomen secundar la anod, suprafaţa acestuia rămînînd în permanenţă lucioasă.

Curentul necesar electrolizei a fost furnizat de acumulatori.

Nu s-a putut merge la o depunere catodică mai mare de 37 g stibiu, deoarece se micşora amplitudinea de vibrare sub 2 mm, fiind depăşită puterea vibratorului. Din acest motiv cînd s-a lucrat la densitatea de 1 500 A/mp, nu s-a menţinut suprafaţa anodului de 30 cmp şi să se micşoreze timpul pentru a avea aceeaşi cantitate depusă, deoarece am urmărit tocmai comportarea în timp a anodului. De aceea s-a micşorat suprafaţa anodului şi catodului la 20 cmp, menţinîndu-se constant timpul şi cantitatea depusă.

Din stibiul catodic depus la 1 000 A/mp, cît şi din cel depus la 1 500 A/mp, s-a luat cîte o probă medie şi s-a supus analizei spectrale cantitative. Rezultatele au arătat că în stibiul catodic, plumbul a scăzut la a 40-a parte, staniul şi argintul au scăzut sub limita de identificare, fierul a rămas doar în urme, iar bismutul a scăzut cu cca 30%. După cum era de

aşteptat, conţinutul în cupru s-a mărit de 10 ori. Arsenul şi siliciul au scăzut cu 10%. Între cantităţile impurităţilor celor două probe nu au existat diferenţe esenţiale.

Trebuie amintit că în cazul electrolizei cu 1 500 A/mp, soluţia se încălzeşte la cca 30 °C, din cauza efectului Joule-Lenz. Această temperatură însă, ducînd numai la o slabă vaporizare a acidului fluorhidric, nu creiază nici un neajuns anodic.

Stibiul obţinut la prima electroliză, s-a folosit integral la cea de-a doua electroliză. Din acesta s-a turnat şi pregătit anodul şi cele două soluţii de electroliză, la fel ca în cazul precedent.

Amplitudinea de vibrare a fost tot de 2 mm. Celelalte condiţii de lucru şi rezultatele obţinute sînt concretizate în tabelul 2.

Tabelul 2

Nr. şarjei	Soluţia	Densitate de curent A/mp.	Tensiune între electrozi în V	Durata depunerii în ore	Suprafaţă catod. resp. anod. în cmp.	Greutate catod. iniţial, în g	Greutate catod. după depunere, în g	Cantitate de Sb depusă, în g	Randament de curent în %
1	I-a	1 000	1,2	8	30	20,0751	56,4545	36,3803	100,1
2		1 000	1,2	8		19,6498	55,9910	36,3412	99,99
3		1 000	1,2	8		20,0013	56,3480	36,3467	100 01
1	II-a	2 000	1,4	4	30	19,6595	55,9916	36,3321	99,95
2		2 000	1,4	4		19,6595	56,9990	36,3395	99,98
3		2 000	1,4	4		19,9761	56,3206	36,3445	100,0

La această electroliză s-a căutat în mod intenţionat să se lucreze la densităţi de curent ce diferă mai mult între ele, tocmai pentru a se putea urmări mai uşor eventuala creştere a impurităţilor antrenate, odată cu mărirea densităţii de curent.

Din tabelul 2, dacă se calculează depunerea medie pentru densitatea de 1 000 A/mp, în timpul celor opt ore, pe suprafaţa de 30 cmp, se găsesc 36,3560 g stibiu, ceea ce revine la 0,1514 g/cmp.h. Pentru densitatea de 2 000 A/mp, rezultă o depunere medie după patru ore de 36,3387 g stibiu, ceea ce revine la 0,3025 g/cmp.h.

Aspectul stibiului obţinut după a doua electroliză, diferă de cel de la prima, prin culoarea mai strălucitoare şi o cristalizare cu grăunţi mai mari, ceea ce indică o puritate mai înaintată.

Şi în cazul folosirii densităţii de curent de 2 000 A/mp, s-a constatat o stabilitate perfectă, dovedind o comportare foarte bună a anodului.

Este demn de relevat că dizolvarea anodului în timpul procesului de electroliză, a avut loc foarte uniform.

Sursa de curent folosită la a doua electroliză, a fost un redresor cu seleniu de 20 A şi 15 V.

Analizele spectrale cantitative a unor probe medii, din stibiul depus la 1 000 A/mp şi din cel depus la 2 000 A/mp, nu arată nici-o diferenţă între cantităţile impurităţilor depuse, la cele două densităţi de curent.

Dacă se compară analizele spectrale după prima electroliză, cu cele după a doua electroliză, se constată că :

— staniul şi argintul s-au menţinut şi după a doua electroliză, sub limita de identificare,

— plumbul scade după a doua electroliză, la a cincisprezecea parte,

— bismutul scade la aproximativ a patra parte,

— fierul scade la aproximativ o treime,

— arsenul scade cu cca 40%,

— conţinutul în cupru este puţin mărit, datorită desprinderii mecanice de pe catod şi înglobării în stratul superficial de contact al stibiului cu suprafaţa catodului. Conţinutul mărit în cupru provenit pe această cale, nu va constitui un impediment pentru purificarea prin topire zonară, deoarece cuprul face parte dintre elementele cu un coeficient de repartiţie foarte mic şi deci uşor de îndepărtat.

După cum reese din tabelul 1 şi 2, randamentele de curent catodic calculate la densităţile de curent anodic cu care s-a lucrat în timp, pentru fiecare şarjă, sînt practic de 100%, atît la prima cît şi la a doua electroliză.

In urma rezultatelor obţinute la încercările de electroliză în timp, cu catod vibrat, se desprind următoarele concluzii :

— la densitatea de curent de 2 000 A/mp, se poate lucra comod, fără să apară nici-un deranjament anodic, cu toate că se remarcă încălzirea soluţiei la cca 35 °C. Pe baza acestei constatări, pentru a se evita slaba volatilizare a acidului fluorhidric şi deci pentru a se păstra stabilitatea electrolizei, se recomandă ca, depunerile la densitatea de curent de 3 000 A/mp, atît în faza de laborator cît şi în condiţii industriale, să se efectueze cu răcirea electrolitului prin intermediul unei serpentine cu circulaţie interioară cu apă rece ;

— analizele spectrografice cantitative asupra stibiului de a doua electroliză, au arătat o eficienţă mare în ceea ce priveşte purificarea în condiţiile încercate, ajungîndu-se astfel la un produs cu 99,92—99,95% stibiu, perfect indicat pentru purificarea ultimă — prin topire zonară —, ţinîndu-se seama că s-a pornit de la un stibiu tehnic de 96,5%.

Analizele spectrale cantitative, au fost executate în laboratorul de spectrografie al Institutului Geologic Bucureşti.

BIBLIOGRAFIE

1. Gheorghe Facsko, Revue Roumaine de Chimie, Tom. 11, Nr. 2, février 1966, p. 191—205.
2. Paul Pascal, *Traité de Chimie Minérale*, Tom. IV, Masson et Cie Éditeurs 1933, p. 5—7.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОВЫШЕННОГО РАФИНИРОВАНИЯ СУРЬМЫ ЭЛЕКТРОЛИЗОМ С ВИБРИРОВАННЫМ КАТОДОМ (II)

УСТАНОВЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ФАКТОРОВ НА АНОДЕ ПРИ УСЛОВИЯХ ВИБРАЦИИ КАТОДА И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЫХОДА И ЧИСТОТЫ ОСАЖДЕННОЙ СУРЬМЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется влияние катода на анодный потенциал в зависимости от плотности тока.

Экспериментальные данные показывают, что при выбрации катода плотности тока которые можно использовать, приблизительно равны 3 000 А/м^2.

Выходы катодного тока до определенные плотности анодной пассивации практически были 100%.

Осадки сурьмы во всех случаях были прилипными, компактными, кристаллическими и высокочистными.

Исследования, проведенные нами, показывают, что вибрация катода улучшает рабочие факторы при электролитическом рафинировании сурьмы.

ÉTUDE DU RAFFINAGE AVANCÉ DE L'ANTIMOINE PAR ÉLECTROLYSE À CATHODE VIBRÉE (II).

DÉTERMINATION DES PARAMETRES OPTIMUMS DE L'ANODE DANS DES CONDITIONS DE VIBRATION DE LA CATHODE ET DÉTERMINATION DU RENDEMENT DE COURANT ET DE LA PURETÉ DE L'ANTIMOINE DÉPOSÉ.

(RÉSUMÉ)

On y présente une étude concernant l'influence de la vibration de la cathode sur le potentiel anodique, fonction de la densité de courant.

Les résultats montrent que pendant la vibration de la cathode, les densités de courant anodique qui peuvent être utilisées, sont d'environ 3 000 A/m^2. Les rendements de courant cathodique déterminés jusqu'aux densités de courant de passivation anodique, sont pratiquement de 100%. Dans tous ces cas, les dépôts d'antimoine, ont été adhérents, très compacts bien cristallysées et d'une haute pureté.

Les étude effectuées montrent que, la vibration de la cathode peut améliorer sensiblement les paramètres de travail pendant le raffinage électrolytique de l'antimoine.

ASUPRA SPECTRELOR ÎN INFRAROȘU ALE FEROCIANURILOR DE ARGINT ȘI TALIU

DE

P. TRIBUNESCU și E. MERCA

Studiul spectrelor în infraroșu ale cobalticianurilor și fericianurilor de argint și taliu arată că frecvențele de vibrație ale anionului $[Me(CN)_6]^{3-}$ se modifică sensibil la trecerea de la o combinație la alta prin substituția succesivă a cationilor Ag^+ prin Tl^+ [1], [2].

Deoarece și anionul $[Fe(CN)_6]^{4-}$ formează prin substituție progresivă, pe lîngă combinațiile limită, și combinații mixte ale cationilor Ag^+ și Tl^+ [3], în lucrarea de față se vor studia spectrele în infraroșu ale seriei de ferocianuri: $Ag_4[Fe(CN)_6]$, $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$, $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ și $Tl_4[Fe(CN)_6]$.

Spectrele în infraroșu ale acestor combinații au fost obținute cu spectrofotometrul UR-10, înregistrîndu-se domeniul cuprins între 400 și 4 000 cm^{-1}, pentru probe introduse sub formă de suspensie în ulei de parafină.

Din cele 13 vibrații posibile, ale anionului $[Fe(CN)_6]^{4-}$, cu simetrie O_h, numai patru sînt active în infraroșu, și anume vibrațiile F_{1u}, celelalte fiind active numai în difuzie sau sînt inactive [4]. Celor patru vibrații F_{1u}, ale anionului $[Fe(CN)_6]^{4-}$, le sînt atribuite [5, 6] următoarele frecvențe fundamentale — în cm^{-1}:

ν_6	ν_7	ν_8	ν_9
2 050	585	413	100

La sarea de potasiu: $K_3[Fe(CN)_6] \cdot 3H_2O$, banda corespunzătoare frecvenței ν_6 se găsește la 2 045 cm^{-1} [7].

In figurile 1 și 2 sînt prezentate spectrele de absorbție ale celor patru combinații studiate în prezenta lucrare, în domeniile 400—650 cm^{-1} și 1 900—2 200 cm^{-1}, domenii în care se găsesc frecvențele vibrațiilor caracteristice.

Din figura 1, în care sînt reprezentate bandele din domeniul frecvențelor ν_8 și ν_7, se observă că banda corespunzătoare ultimei frecvențe prezintă aceeași intensitate pentru toate cele patru combinații, însă poziția acesteia se modifică puțin de la o combinație la alta:

$Ag_4[Fe(CN)_6]$	$Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$	$Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$	$Tl_4[Fe(CN)_6]$
583	585	585	578 cm^{-1}

Modificări mai mari se constată la frecvența ν_8, care pentru combinația $Ag_4[Fe(CN)_6]$ se prezintă ca o bandă aproape continuă, cu un maxim ce se întinde între 450 și 500 cm^{-1}, în timp ce la celelalte trei combinații se observă o separare a bandei în două maxime, a căror poziție se găsește la 452 și 465 cm^{-1}, pentru combinațiile mixte și la 418 și 468 cm^{-1}, pentru combinația $Tl_4[Fe(CN)_6]$.

Cele mai importante modificări se constată și la această serie de combinații pentru vibrația ν_6, corespunzătoare legăturii $C \equiv N$. Datorită acțiunilor reciproce ale grupărilor CN, mai importante la anionul $[Fe(CN)_6]^{4-}$ decît la $[Fe(CN)_6]^{3-}$ [5] se constată o separare a bandei corespunzătoare acestei frecvențe, bandele separate fiind însă foarte apropiate

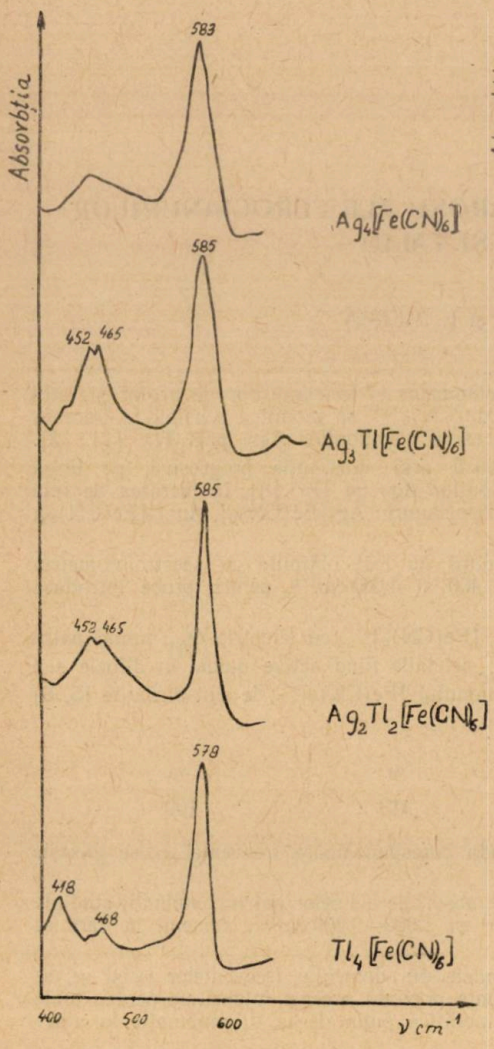


Fig. 1.

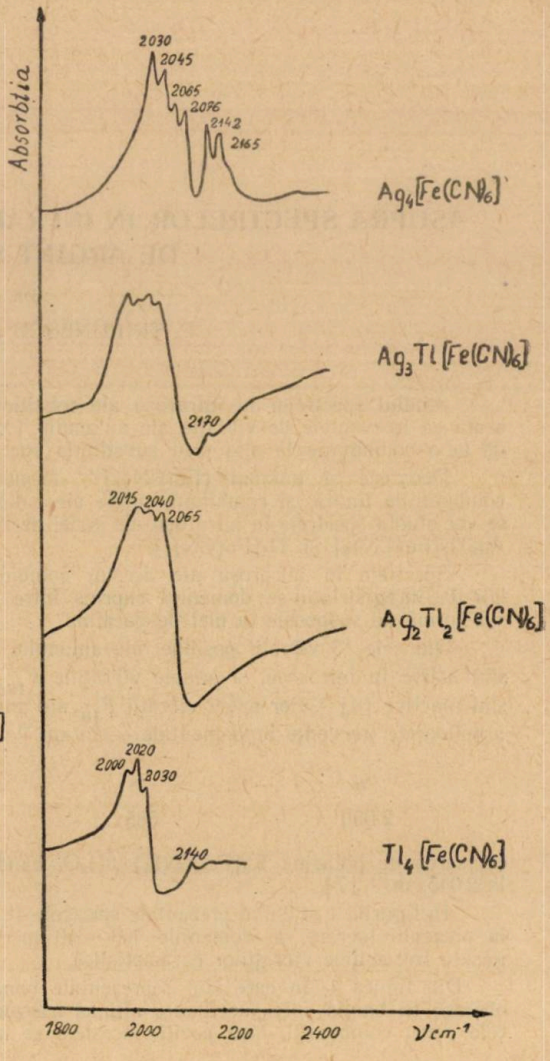


Fig. 2.

încît formează un domeniu de absorbție lat de aproape 100 cm^{-1}. Ca urmare a separării amintite, la combinațiile extreme $Ag_4[Fe(CN)_6]$ și $Tl_4[Fe(CN)_6]$ spectrul prezintă următoarele bande:

$Ag_4[Fe(CN)_6]$	$Tl_4[Fe(CN)_6]$
2 030, 2 045, 2 065, 2 076, 2 142 și 2 165 cm^{-1}	2 000, 2 020, 2 030 și 2 140 cm^{-1}

în timp ce la $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$ găsim un domeniu cuprins între 1 990 și 2 090 cm^{-1} și o bandă de intensitate redusă la 2 170 cm^{-1}. Este interesant de observat că în cazul combinației $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ găsim trei bande, la 2 015, 2 040 și 2 065 cm^{-1}, bande care la partea inferioară se lățesc și se suprapun formînd și aci un domeniu cuprins între 1 990 și 2 080 cm^{-1}.

O caracteristică generală a celor trei frecvențe ν_8, ν_7 și ν_6 — în special — care se observă la trecerea de la combinația $Ag_4[Fe(CN)_6]$ la $Tl_4[Fe(CN)_6]$, este deplasarea bandelor acestora spre numere de undă mai mici, deplasare observată și la celelalte două serii de combinații [1], [2].

Ținînd seama de cele trei structuri limită [8], care intervin în cazul anionului complex $[Fe(CN)_6]^{4-}$, pentru legăturile Fe—C—N:

$$\underset{\text{I}}{Fe\,(CN)^{-}} \qquad \underset{\text{II}}{Fe^{-}:C:::N:} \qquad \underset{\text{III}}{Fe::C::\ddot{N}:^{(-)}}$$

observăm că structurile limită I și II se caracterizează prin prezența triplei legături între carbon și azot, iar a treia prin o dublă legătură între cei doi atomi și apariția unei legături π între fier și carbon. Prin urmare creșterea ponderii structurilor I și II trebuie să ducă la o creștere a frecvenței vibrației legăturii $C \equiv N$, în timp ce creșterea ponderii celei de-a treia structuri limită va determina scăderea frecvenței respective.

În seria de combinații, studiată în prezenta lucrare, anionul complex este același pentru toate patru combinațiile, deci modificările care se observă în frecvența vibrațiilor respective se datoresc exclusiv naturii și așezării cationilor exteriori față de anionul complex. Cele patru combinații fiind izomorfe — toate cristalizează în sistemul cubic — rezultă că modificările provin din natura diferită a cationilor din rețea. Acțiunea polarizant-deformantă a acestor cationi asupra octaedrului $[Fe(CN)_6]^{4-}$, depinde de sarcina, masa și volumul lor, modificînd chiar lungimea legăturilor de valență ale complexului. Astfel la trecerea de la $Ag_4[Fe(CN)_6]$ la $Tl_4[Fe(CN)_6]$, observăm, în special în domeniul vibrației corespunzătoare legăturii $C \equiv N$, o deplasare a bandelor spre frecvențe mai joase.

Dacă ținem seama de cele trei structuri limită arătate, această deplasare arată că substituția progresivă a cationului Ag^+ prin Tl^+ favorizează creșterea ponderii celei de-a treia structuri, care conține o legătură dublă între atomii C și N. Se observă însă că această structură limită se mai caracterizează și prin existența unei legături între Fe și C, deci o legare mai puternică a celor doi atomi. Acest lucru a fost pus în evidență pe cale experimentală și anume din studiul cinetic al descompunerii termice, efectuat asupra seriei de combinații arătată, rezultă că energia de activare a ruperii legăturii Fe—C crește în serie, de la $Ag_4[Fe(CN)_6]$ la $Tl_4[Fe(CN)_6]$ și anume corespunde la 6 870 cal/mol, pentru prima combinație și la 12 910 cal/mol, pentru ultima combinație — deci aproape se dublează.

În concluzie, din datele lucrării se constată că substituția, în rețeaua cristalină, a cationului Ag^+ prin Tl^+, la seria de combinații formată de anionul complex $Fe(CN)_6]^{4-}$ cu acești cationi, determină o scădere a frecvențelor de vibrație ale complexului, fapt observat de altfel și la seria de combinații a acelorași cationi cu anionii $[Co(CN)_6]^{3-}$ și $[Fe(CN)_6]^{3-}$.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Tribunescu și E. Merca, Revue Roumaine de Chimie, 1965, t. 10, p. 439 și Studii și Cerc. Chim. Acad. R.S.R., București 1965, t. 13, p. 433.
2. P. Tribunescu și E. Merca, Lucrare comunic. la III-a Conf. de Chim. Timiș. 1966 (sub tipar la Rev. Roum. de Chim.).
3. C. Drăgulescu și P. Tribunescu, Revue de Chimie, Acad. R.P.R. 1959, t. 4, p. 25 și Studii și Cercet. Ști. Chim. Baza Timiș. a Acad. R.P.R. 1958, t. 5, p. 19.
4. N. J. Hawkins, H. C. Mattraw, W. W. Sabol și D. R. Carpenter, J. Chem. Phys., 1955, t. 23, p. 2422.
5. A. Hidalgo și J. P. Mathieu, Compt. rend., 1959, t. 249, p. 233.
6. H. Poulet și J. P. Mathieu, Compt. rend., 1959, t. 248, p. 2070.
7. C. P. Cole, Collect. of Laporte Chem. Ltd. Luton, A. 0193.
8. L. Pauling, *Die Natur der Chemischen Bindung*, Weinheim, Verlag Chemie, 1962, p. 314.

ОБ ИНФРАКРАСНЫХ СПЕКТРАХ ФЕРРОЦИАНИДОВ СЕРЕБРА И ТАЛЛИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Изучены инфракрасные спектры поглощения соединений: $Ag_4[Fe(CN)_6]$, $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$, $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ и $Tl_4[Fe(CN)_6]$, в области 400—4 000 $см^{-1}$.

Было найдено, что основное колебания связи $C \equiv N$ уменьшается от первого до последнего соединения в этой серии. Это показывает, что связь $C \equiv N$ ослабляется, а связь Fe—C усиливается. Это объясняется и увеличением энергии активации обрыва связи Fe—C от $Ag_4[Fe(CN)_6]$ до $Tl_4[Fe(CN)_6]$.

ÜBER DIE IR-SPEKTREN DER SILBER- UND THALLIUM--EISEN(II)-CYANIDE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wurden die IR-Absorbtionsspektren folgender Verbindungen, im Bereiche 400—4 000 cm^{-1} untersucht: $Ag_4[Fe(CN)_6]$, $Ag_3Tl[Fe(CN)_6]$, $Ag_2Tl_2[Fe(CN)_6]$ und $Tl_4[Fe(CN)_6]$. Aus dem Studium der Spektren wird festgestellt, dass die Grundfrequenz der $C \equiv N$-Bindung in der betreffenden Reihe von der ersten zur letzten Verbindung abnimmt. Dies zeigt, dass die $C \equiv N$-Bindung in demselben Sinne parallel mit der Intensivierung der Fe—C-Bindung schwächer wird; eine Tatsache, die durch das Anwachsen der Aktivierungsenergie zur Spaltung der Fe—C-Bindung beim Übergang von $Ag_4[Fe(CN)_6]$ zu $Tl_4[Fe(CN)_6]$ bestätigt wird.

CARACTERISTICILE STRATURILOR SULFINIZATE ALE FONTELOR CENUȘII PERLITICE

DE

M. TRUȘCULESCU, V. TIRZIU

Calitățile de lubrefiere ale sulfului sînt cunoscute de multă vreme și s-au făcut diferite încercări ca prin încorporarea lui în straturile superficiale să se combată griparea și uzura pieselor. Studii mai detaliate asupra procedeului de îmbogățire a straturilor superficiale în sulf încep, după cunoștințele noastre, în Franța prin anii 1949—1950.

Sulfinizarea prezintă interes din ce în ce mai mare și se intreprind și în alte țări (U.R.S.S., Cehoslovacia) studii asupra mecanismului băilor de lucru și al comportării pieselor tratate prin acest procedeu.

La noi în țară s-au făcut cîteva încercări de sulfinizare, a pieselor ce lucrează în condiții grele de uzură și s-a obținut mărirea durabilității acestora [7].

Din cercetările de pînă acum se constată, că se obțin rezultate bune dacă sulfinizarea se face la temperaturi de 570 ... 580 °C, timp de 2 ... 3 ore în băi de săruri topite care conțin cianură și compuși de sulf.

*

* *

Folosind datele publicate pînă acum ne-am propus să cercetăm modificările structurale la fonte datorită sulfinizării precum și comportarea lor la uzură. Asupra sulfinizării fontelor s-au făcut relativ puține cercetări și rezultatele publicate prezintă aspecte contradictorii.

Pentru sulfinizare s-a folosit baia de săruri topite formată din : 2,3% KCNS + 5,6% $Na_2S_2O_3$ + 51,9% Na_2SO_4 + 41% KCl. Această compoziție este similară cu cea utilizată și de alți cercetători [2]; [3]; [4]; [6] și permite sulfinizarea la temperaturi de 570 ... 580 °C. Sarea activă a băii este KCNS care în timpul încălzirii se descompune și pune în libertate atomi activi de sulf, azot și carbon care sînt absorbiți de straturile superficiale ale pieselor. Sărurile $Na_2S_2O_3$ și Na_2SO_4 aduc și ele un aport de sulf, iar clorura de potasiu are rol de a proteja baia împotriva oxidării și este o sare suport pentru atingerea temperaturii de lucru. În timpul folosirii, baia își micșorează conținutul în sulfocianuri și acestea trebuie completate periodic (după 70 ... 80 ore).

Pentru topirea amestecului de săruri s-a folosit o instalație electrică, construită în laborator, care permite atingerea temperaturii prescrise și reglarea ei în limitele ±10 °C.

1. STRUCTURA PIESELOR SULFINIZATE

S-au folosit pentru studiu eșantioane din fontă cenușie perlitică Fc 25 STAS 568-61, elaborată la turnătoria unei întreprinderi din localitate, avînd următoarea compoziție chimică: 3,17% C; 1,63% Si; 0,68% Mn; 0,12% S și 0,22% P.

Eșantioanele cercetate au avut dimensiunile 15×15×15 mm și au suferit tratamentele termice indicate în tabelul 1.

Tabelul 1

Reper	Tratament termic	Călire			Revenire			Sulfinizare		
		$t_{înc.}$ °C	$\tau_{men.}$ min.	răcire	$t_{înc.}$ °C	$\tau_{men.}$ min.	răcire	$t_{înc.}$ °C	$\tau_{men.}$ min.	răcire
15	—	850	30	ulei	—	—	—	580	60	în aer pînă la 50 °C și în apă fiartă
19	—	850	30	ulei	—	—	—	580	120	
9	—	850	30	ulei	580	60	aer	—	—	—
12	—	850	30	ulei	580	120	aer	—	—	

După tratamentul termic eșantioanele au fost pregătite metalografic și cercetate cu ajutorul microscopului optic și electronic. Au fost cercetate minim zece eșantioane pentru fiecare regim de tratament termic indicat în tabelul 1.

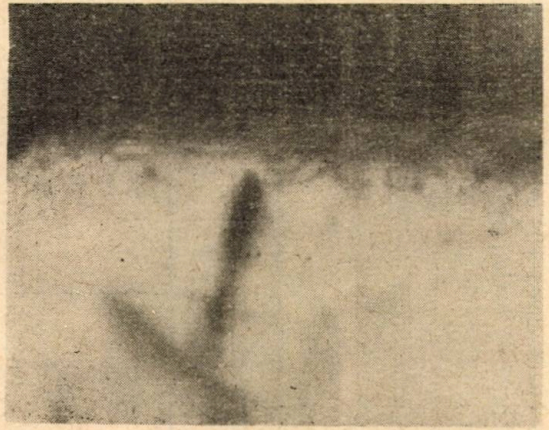
Eșantioanele călite au o structură metastabilă formată dintr-un amestec de troostită și martensită în care sînt prezente incluziunile de grafit. După revenire eșantioanele prezintă aceeași structură, dar cu un grad mai mic de dispersie a fazelor.

Eșantioanele sulfinizate au structura straturilor superficiale formată din amestecul ferito-cementitic în care sînt incluse nitruri aciculare și compuși de sulf (Planșa I micrografiile 1 și 2). Adîncimea acestui strat este de 0,12 ... 0,24 mm și structura lui complexă va conferi pieselor o rezistență la uzură mare. Miezul piesei are o structură troostito-martensitică cu un grad de dispersie de aceeași valoare cu cel de la piesele nesulfinizate.

Conținutul în sulf variază pe secțiunea piesei și are valori cuprinse între 0,12 ... 0,21% la durata de 1 oră și de 0,12 ... 0,25% la durata de 2 ore a sulfinizării (fig. 1). Determinarea conținutului în sulf a straturilor superficiale s-a făcut prin analize chimice pe probe luate din 0,01 în 0,01 mm pe grosimea piesei. Conținutul în sulf este mare în primele substraturi și apoi descrește și atinge valoarea constantă, egală cu cea inițială. Durata de menținere la temperatura de 580 °C influențează grosimea stratului sulfinizat.

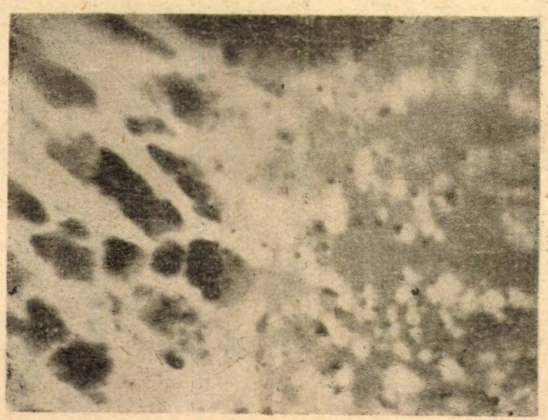
Structura stratului sulfinizat

Replică : Formvar Fără atac Umbrire : Germaniu



Nr. 1 x 600

Nr. 2 x 260



Nr. 3 x 10 000

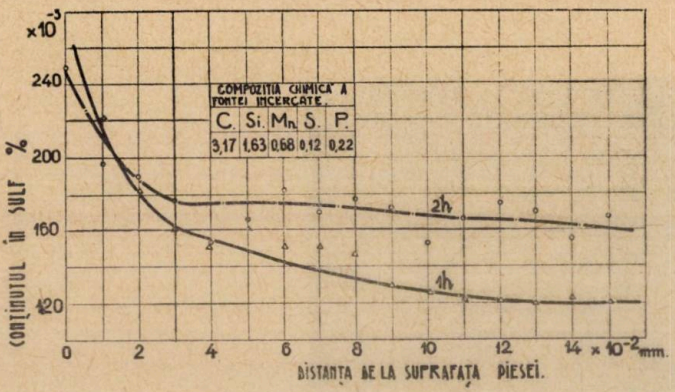


Fig. 1. Variația conținutului de sulf în straturile superficiale

Cele mai bune rezultate se obțin la temperaturile de 580 °C și menținere de două ore. Mărirea duratei de menținere peste două ore are o mică influență asupra adîncimii stratului sulfinizat, fapt ce e în deplină concordanță și cu concluziile lucrărilor [1], [3], [4], [6].

2. COMPORTAREA LA UZURĂ A PIESELOR SULFINIZATE

Structura complexă a straturilor superficiale a pieselor sulfinizate poate mări rezistența la uzură a acestora. În lucrarea [6] se afirmă că în unele cazuri sulfinizarea fontelor n-ar îmbunătăți rezistența la uzură a pieselor.

Cu scopul de a verifica influența sulfinizării asupra rezistenței la uzură s-au confecționat din fontă perlitică, role și saboți, care au fost supuse la tratamente termice diferite. Cuplurile role-saboți au fost tratate termic după următorul regim : (tabelul 2).

Tabelul 2

Reper	Tratament termic	Călire			Revenire			Sulfinizare		
		$t^{inc.}$ °C	$\tau^{men.}$ min	răcire	$t^{inc.}$ °C	$\tau^{men.}$ h	răcire	$t^{inc.}$ °C	$\tau^{men.}$ h	răcire
R_3 S_3	—	850	60	ulei	—	—	—	580	2	aer pînă la 50 °C și apoi în apă fiartă
R_4 S_4	—				580	2	aer	—	—	—

Diametrul rolelor încercate fiind 58 mm iar suprafața de contact a sabotului de 440 mm². Încercarea la uzură a cuplurilor rolă-sabot s-a făcut pe o instalație ale cărei caracteristici au fost indicate în lucrarea [5]. Rolele au avut o viteză periferică constantă, $v = 207{,}24$ m/min iar presiunea sabotului pe rolă fiind de 2,78 kgf/cm². Determinarea uzurii rolelor și saboților s-a făcut prin metoda gravimetrică. În timpul încercărilor (periodic) s-a urmărit variația uzurii, a temperaturii de lucru, a rugozității suprafețelor de contact și modificarea conținutului în sulf a straturilor superficiale. Valorile medii ale încercărilor au fost folosite pentru trasarea curbelor de variație ale uzurii, temperaturii și rugozității în funcție de durată (fig. 2).

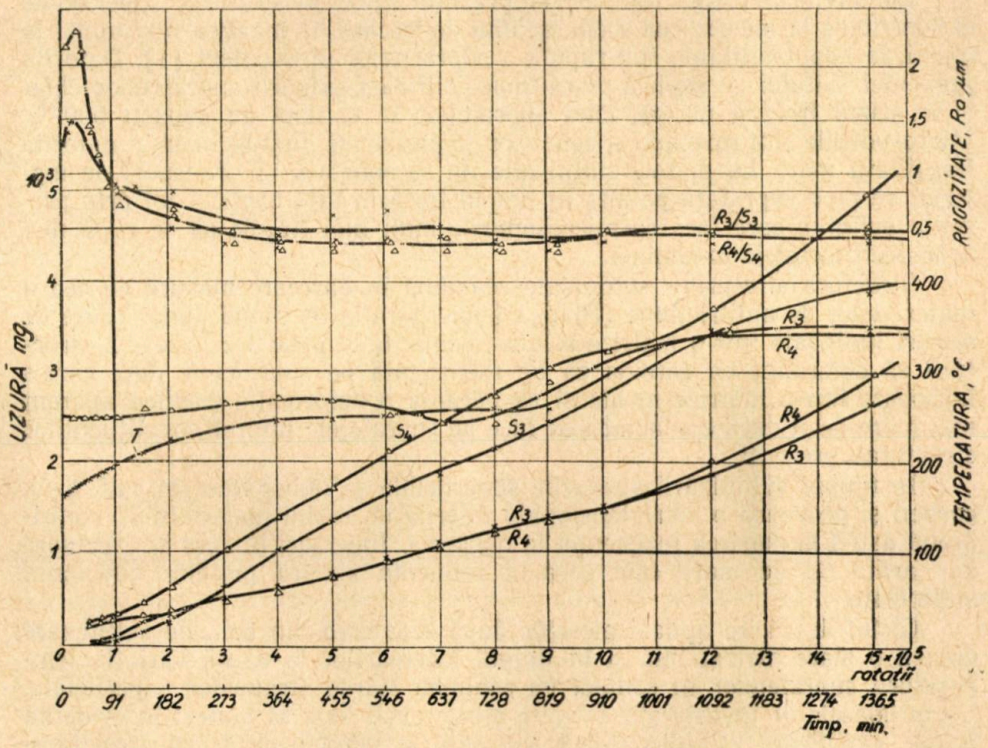


Fig. 2. Variația uzurii pieselor sulfinizate.

Curbele sînt calitativ comparabile și din analiza lor se desprind observațiile :

a) Saboții sulfinizați au o uzură de 1,2 ori mai mică pe toată durata încercării, în comparație cu cei supuși revenirii obișnuite după călire.

b) Comportarea rolelor nu este suficient de concludentă. În primele trei ore de încercare, uzura este de 1,2 . . . 1,5 ori mai mică la rolele sulfinizate, urmează apoi o etapă în care uzurile sînt aceleași la toate cuplurile încercate

şi peste 15 ore de încercare rolele sulfinizate au din nou o uzură de 1,2 ori mai mică.

c) Variaţia temperaturii este ceva mai mică la cuplurile de role şi saboţi sulfinizaţi în primele 5 . . . 6 ore ale încercării şi apoi temperaturile devin sensibil egale (fig. 2, curbele T).

d) Rugozitatea suprafeţelor creşte la ambele cupluri în prima oră de încercare ca apoi să scadă treptat şi să atingă valorile $R_a = 0{,}5\ \mu m$ (rugozitatea iniţială fiind $R_a = 1 \ldots 1{,}5\ \mu m$).

Datorită sulfinizării se îmbunătăţesc caracteristicile la uzură ale materialelor ca urmare a efectelor ce rezultă din prezenţa sulfului în straturile superficiale, din distorsionarea reţelei cristaline şi din starea metastabilă.

Indiferent de forma sub care se prezintă sulful în straturile superficiale el contribuie la micşorarea coeficientului de frecare, la mărirea rezistenţei la uzură, la adaptabilitatea mai rapidă a suprafeţelor din contact [1]. Datorită prezenţei sulfului se explică cvasi-imposibilitatea gripării suprafeţelor chiar şi în cazul frecării uscate, cînd suprafeţele în contact au depăşit 500 °C. Microsudurile sînt rarefiate şi cele care se produc se distrug imediat datorită fragilităţii mari. La piesele sulfinizate nu se constată un transport de material de pe o suprafaţă pe alta în timpul frecării, fapt explicat tot prin prezenţa sulfului, care face ca microsudurile mult mai fragile să se rupă mai uşor decît metalele în contact.

Structura straturilor sulfinizate seamănă în oarecare măsură cu cea a materialelor de antifricţiune (Planşa I micrografia 3) avînd puncte dure de nitruri înglobate într-o matrice relativ moale. Este posibil ca această structură să determine ca sarcina să fie repartizată pe suprafeţele dure care-s înglobate într-o matrice moale şi să permită o deformaţie elastică aparent mai mare decît dacă contactul s-ar face pe suprafeţele tuturor constituenţilor structurali prezenţi.

În timpul sulfinizării straturile superficiale se îmbogăţesc în sulf, azot, carbon şi provoacă o stare tensionată diferită de restul materialului, contribuind astfel la mărirea rezistenţei la oboseală. Încercări în curs de efectuare vor arăta cît de mare este această influenţă asupra pieselor din fontă sulfinizate.

Ciclul de răcire aplicat pieselor după scoaterea din baia de sulfinizare creează o stare metastabilă şi în timpul încercărilor la uzură variaţia temperaturii suprafeţelor în contact va schimba starea straturilor superficiale. Cu mijloacele de investigaţie folosite n-am reuşit încă să punem în evidenţă aceste modificări, ele însă există aşa cum le semnalizează alţi cercetători [1], [2].

După ce rolele şi saboţii au fost încercate un timp îndelungat (18 ore) s-a constatat o uzură de 1 mm pe diametrul rolei sulfinizate. Analizînd chimic conţinutul în sulf al straturilor superficiale după această uzură s-a constatat un conţinut ridicat (0,16 . . . 0,18%). Deci, cu toate că stratul sulfinizat iniţial a fost îndepărtat prin uzură se constată un procent mai mare în sulf decît cel conţinut iniţial în fontă. Aceste rezultate ne conduc la ideia „migraţiei" sulfului spre interiorul pieselor în timpul frecării acestora. Această „migraţie" a sulfului s-ar putea explica astfel: în cazul perioadelor grele ale frecării se produce o supraîncălzire a zonelor în contact, substraturile

alunecă, se produc deformații și concomitent sulful caută să ocupe stări mai stabile la temperaturi mai mari, pătrunde în straturile interioare ale piesei. Unii autori [1], [2], [3], consideră că această trecere a sulfului în straturile interioare ale piesei ar fi favorizată de creșterea coeficientului de difuziune a sulfului o dată cu creșterea temperaturii.

Această părere este contestată de alți cercetători aceștia socotind că are loc mai mult o migrare a compușilor de sulf spre interiorul piesei.

Rezultatele încercărilor la uzură arată că prin sulfinizare se obține mărirea rezistenței la uzură a fontelor cenușii perlitice.

3. CONCLUZII

Din ansamblul încercărilor efectuate se desprind unele observații asupra comportării băii de sulfinizare și o bună comportare la uzură a fontelor cenușii perlitice la care straturile superficiale au fost îmbogățite în sulf.

La pregătirea băii de sulfinizare se recomandă să se topească mai întîi sulfocianura de potasiu (CNSK), să se adauge apoi tiosulfatul de sodiu ($Na_2S_2O_3$) și în cantități mai mici sulfatul de sodiu (Na_2SO_4) și clorura de potasiu (KCl). Adăugarea unor cantități mari de sulfat de sodiu și clorură de potasiu poate provoca „înghețarea" băii și este necesar ridicarea temperaturii (peste 650 °C) spre a se produce topirea sărurilor. Acest lucru este dezavantajos deoarece se accelerează descompunerea sărurilor ce conțin sulf și se pierde din elementul activ. În timpul folosirii băii de sulfinizare, aceasta își micșorează continuu conținutul în sulf și este necesar adăugarea de sulfocianuri. Adaosul de sulfocianuri se face după cca. 70 ... 80 ore de funcționare a băii, cînd s-a constatat reducerea sensibilă a conținutului băii în aceste săruri.

Sulfinizarea fontelor cenușii perlitice timp de două ore la temperaturi de 580 °C favorizează îmbogățirea straturilor superficiale în sulf, azot și carbon, elemente care vor mări rezistența la uzură a suprafețelor în contact. Grosimea stratului sulfinizat în aceste condiții este de 0,12 ... 0,24 mm. Calitățile antigripante ale straturilor superficiale se mențin și după ce s-au uzat piesele pe adîncimi de 1 mm. În timpul frecării suprafețelor în contact sulful „migrează" spre straturile interioare ale piesei, fapt care face ca și după o uzură ce depășește mult grosimea stratului sulfinizat să fie prezent în cantități mai mari decît cele conținute de fonta netratată.

Procesul de sulfinizare se suprapune revenirii, nu prelungește ciclul de fabricație al piesei și favorizează mărirea rezistenței la uzură a suprafețelor în contact de 1,2 ... 1,5 ori, fapt care atrage după sine importante economii în industria constructoare de mașini.

BIBLIOGRAFIE

1. Caubet, *Théorie et pratique industrielle du frottement*. Ed. Dunod 1964, pag. 336 ... 376.
2. Y. de Villemeur, Frecarea și sulfinizarea. Métaux 1959, nr. 411 (nov.).
3. I. M. Vinogradov, *Proprietățile obținute la tratamentul termochimic. Creșterea durabilității pieselor de mașină*. IDT, 1959.

4. B. V. Gorbacevski, B. H. Sornin, *Sulfocianurarea, ca mijloc de ridicare a rezistenței contra gripării la frecare. Creșterea durabilității pieselor de mașini.* IDT. 1959.
5. Gh. Savii, M. Truşculescu şi alţii, Studiul legăturii între starea suprafeţei şi uzura în cazul frecării de alunecare. Bul. St. şi Tehnic al IPT Tom. 9 (23) Fasc. 2 iulie-decembrie 1964.
6. I. G. Lifşiţ, Influenţa sulfizării asupra procesului de uzură a fontei maleabile de antifricţiune. Comunicările ştiinţifce ale şcolilor superioare. Metalurghia nr. 2, 1959, pag. 221 . . . 223.
7. Gh. Suceveanu, G. Rosenthal, Determinarea eficienţei sulfizării prin încercări la gripaj şi uzură prin frecare. Metalurgia şi Construcţia de maşini nr. 4 aprilie 1961.

ХАРАКТЕРИСТИКИ СУЛЬФИРОВАННЫХ СЛОЕВ ПЕРЛИТНЫХ СЕРЫХ ЧУГУНОВ

(РЕЗЮМЕ)

Используя оптическую и электронную металлографию выявляются структурные превращения происходящие во время сульфирования деталей из перлитного серого чугуна.

Проведенные испытания уточнили температуру нагрева, продольжительность выдержки в ваннах с роданистоводородными солями для получения структурных изменений благоприятных увеличению сопротивления износу серых перлитных чугунов.

Выявляется сопротивление трению сульфированных слоев; сопротивление износу увеличивается в 2 раза в случае сульфированных пар по сравнению с парами не подвергавшимися этой обработке.

LES CARACTÉRISTIQUES DES COUCHES SULFINUZÉS DES FONTES GRIS PERLITIQUES

(RÉSUMÉ)

En enployant la métallographie optique et electronique, on mettent en évidence des transformations structuraux qui apparaissent lors de sulfinuzation des pieces de fonte gris perlitique.

Les éssais indiquent la température, la durée dans les bains de sels contenant sulfocyanure, pour avoir de modifications structuraux favorable à l'accroissement de résistence à l'usure de fontes grises perlitiques.

En même temps on met en évidence la propriété d'antifriction des couches sulfinusés; la résistance à l'usure est de 1,2 à 1,5 plus grande pour les couples sulfinuzées, en rapport avec qui n'ont pas subi un tel traitement thermique.

O METODĂ NOUĂ DE STUDIU AL REGIMULUI TRANZITORIU IN CIRCUITE ELECTRICE CU INDUCTIVITATE NELINIARĂ

DE

S. DOBRE

1. INTRODUCERE

Marea majoritate a circuitelor electrice neliniare de frecvență industrială, întîlnite în practica sistemelor energetice sau în schemele de acționare, comandă și reglaj ale diverselor instalații și agregate, cuprind bobine cu miez feromagnetic cu inductivitate neliniară.

Calculul regimului tranzitoriu în circuite neliniare se poate conduce prin metode grafice [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7], [8], metode grafoanalitice [2], [7], [9] sau metode analitice [2], [3], [6], [7], [8], [10], [11], [12], [13].

Calculul regimului tranzitoriu în circuite de curent alternativ cu inductivitate neliniară și cu rezistență cu valoare apreciabilă încît căderea de tensiune corespunzătoare rezistenței trebuie luată în considerare, prin metode grafice este foarte dificil.

Metodele analitice prin care se exprimă analitic aproximativ caracteristica elementului neliniar, conduc la o ecuație diferențială neliniară cu o funcție armonică de timp a cărei rezolvare este în general complicată.

Reușita metodei depinde de alegerea formulelor pentru expresia analitică aproximativă a caracteristicilor. Pe de altă parte metoda analitică se aplică la circuite la care se poate neglija fenomenul de istereză.

În acest caz sînt mai comode metodele grafoanalitice.

Metoda grafoanalitică [7], [9] aplicată însă la circuite la care ciclul de istereză nu se poate neglija, nu dă rezultate corespunzătoare.

Lucrarea de față prezintă o metodă nouă grafoanalitică de studiu a procesului tranzitoriu într-un circuit cu inductivitate neliniară și cu rezistență apreciabilă cu considerarea isterezei, făcînd apel la analiza armonică.

2. IPOTEZE DE CALCUL

— Se consideră circuitul din figura 1.

— Tensiunea de alimentare se presupune cu o variație sinusoidală în timp.

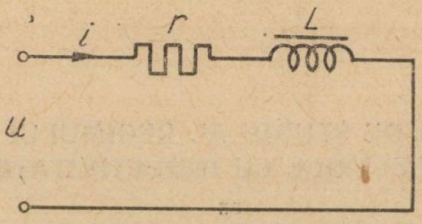


Fig. 1. Schema electrică a unui circuit cu inductivitate neliniară.

— Se admite cunoscută caracteristica magnetică a circuitului $\Psi=f(i)$, (înlănțuirea magnetică Ψ în funcție de curentul care se stabilește în circuitul considerat, precum și curba de variație a curentului permanent: $i_p=f(t)$).

3. PREZENTAREA METODEI

Dacă se consideră tensiunea de alimentare a circuitului:

$$u=u_m \sin(\omega t-\psi)$$

ecuația diferențială a circuitului este:

$$u=ri+\frac{d\Psi}{dt} \qquad (1)$$

în care:

r reprezintă rezistența totală a circuitului,

Ψ — înlănțuirea magnetică a bobinei.

Cunoscîndu-se variația curentului permanent în timp, printr-o analiză armonică efectuată cu metoda grafică [1], se pot determina amplitudinile armonicilor din curba curentului permanent, precum și fazele corespunzătoare.

Se consideră cazul general în care curentul permanent conține armonici în sinus și cosinus datorită fenomenului de isterezis.

Pentru studiul regimului tranzitoriu — se consideră cazul cel mai defavorabil, adică în momentul conectării curentul permanent are valoarea maximă.

Se introduc notațiile (fig. 2):

φ — cea mai mică valoare a intervalului dintre timpurile cînd tensiunea sinusoidală și curentul nesinusoidal trec prin zero, cu valori crescătoare de același sens.

$\varphi_1=\psi+\varphi$ — cea mai mică valoare a intervalului dintre timpul cînd curentul nesinusoidal trece prin zero și originea de timp, cînd conectarea se face la $i=i_{max}$ (se citește din curba de variație în timp a curentului permanent).

Expresia curentului ca funcție de timp este:

$$i(t)=\sum_{n=0}^{n} a_{1+4n}\cdot\sin(1+4n)\cdot(\omega t-\varphi_1)+\sum_{n=0}^{n} b_{1+4n}\cdot\cos(1+4n)\cdot(\omega t-\varphi_1)+$$

$$+\sum_{n=0}^{n} a_{3+4n}\cdot\sin(3+4n)\cdot\left(\omega t-\varphi_1-\frac{\pi}{3+4n}\right)+\sum_{n=0}^{n} b_{3+4n}\cdot\cos(3+4n)\cdot\left(\omega t-\varphi_1-\frac{\pi}{3+4n}\right)$$

sau:

$$i(t)=a_1\sin(\omega t-\varphi_1)+b_1\cos(\omega t-\varphi_1)+a_3\sin 3\left(\omega t-\varphi_1-\frac{\pi}{3}\right)+$$

$$+b_3\cos 3\left(\omega t-\varphi_1-\frac{\pi}{3}\right)+a_5\sin 5(\omega t-\varphi_1)+b_5\cos 5(\omega t-\varphi_1)+\ldots$$

Dacă se notează:

$$i_{m\nu}=\sqrt{a_\nu^2+b_\nu^2}\quad\text{și}\quad\operatorname{tg}\alpha_\nu=\frac{b_\nu}{a_\nu}$$

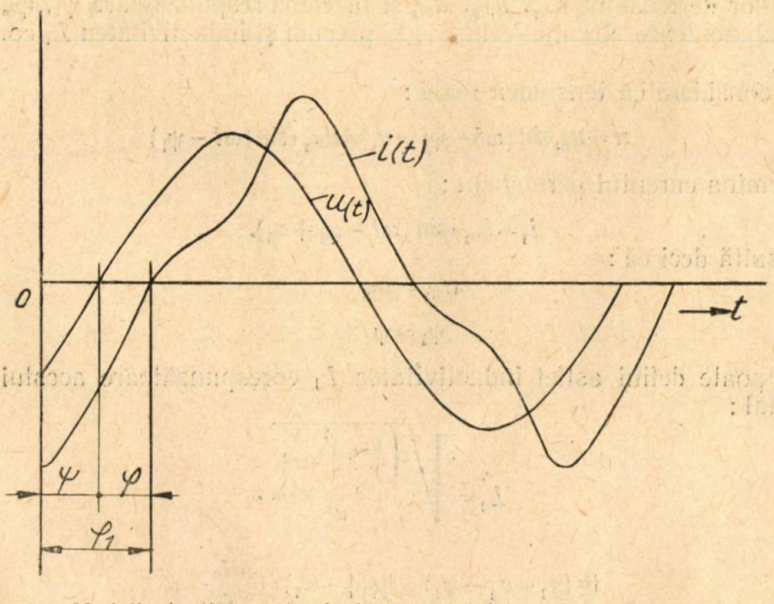


Fig. 2. Variația în timp a tensiunii și curentului permanent pentru cazul cel mai defavorabil.

unde ν este ordinul armonicii, se mai poate scrie :

$$i(t)=i_1+i_3+i_5+\ldots=i_{m_1}\sin(\omega t-\varphi_1+\alpha_1)+$$
$$+i_{m_3}\sin(3\omega t-\varphi_3+\alpha_3)+i_{m_5}\sin(5\omega t-\varphi_5+\alpha_5)+\ldots \quad (2)$$

S-au notat :

$$\varphi_3=3\varphi_1+\pi$$
$$\varphi_5=5\varphi_1$$

Metoda prezentată are la bază înlocuirea circuitului real neliniar, cu un circuit electric liniar, însă în care se stabilește un curent nesinusoidal ca și în circuitul real prin aplicarea unei tensiuni fictive nesinusoidale.

Desigur că în aceste condiții de echivalență pentru regimul permanent se poate aplica principial analiza armonică.

Pentru acest nou circuit echivalent se scrie următoarea ecuație diferențială :

$$u_1+u_3+u_5+\ldots=ri_1+L_1\frac{di_1}{dt}+ri_3+L_1\frac{di_3}{dt}+ri_5+L_1\frac{di_5}{dt}+\ldots \quad (3)$$

unde :

$$u_1=u_{m_1}\cdot\sin(\omega t-\psi_1); \qquad u_5=u_{m_5}\cdot\sin(5\,\omega t-\psi_5)$$
$$u_3=u_{m_3}\cdot\sin(3\,\omega t-\psi_3) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad .$$

Referitor la regimul permanent, ecuația diferențială (3) are aceeași soluție (2) ca și ecuația diferențială (1) a circuitului neliniar considerat.

Pentru studiu este necesar să se determine în prealabil amplitudinile armonicilor de tensiune u_{m_1}, u_{m_3}, u_{m_5} și fazele corespunzătoare ψ_1, ψ_3, ψ_5, cu care se alimentează circuitul echivalent, precum și inductivitatea L_1 constantă în timp.

Se consideră că tensiunea reală :

$$u=u_m\sin(\omega t-\psi)=u_1=u_{m_1}\cdot\sin(\omega t-\psi_1)$$

va determina curentul permanent :

$$i_1=i_{m_1}\cdot\sin(\omega t-\varphi_1+\alpha_1).$$

Rezultă deci că :

$$u_{m_1}=u_m$$
$$\psi_1=\psi$$

Se poate defini astfel inductivitatea L_1 corespunzătoare acestui regim sinusoidal :

$$L_1=\sqrt{\frac{\left(\frac{u_{m_1}}{i_{m_1}}\right)^2-r^2}{\omega^2}}. \quad (4)$$

Din :

$$\operatorname{tg}(\varphi_1-\alpha_1-\psi_1)=\operatorname{tg}(\varphi-\alpha_1)=\frac{\omega L_1}{r} \quad (5)$$

se determină defazajele φ și $\psi_1=\psi$.

Din regimul sinusoidal corespunzător armonicilor de ordin $\nu=3$ se determină tensiunea u_3 care trebuie aplicată circuitului echivalent, pentru a rezulta în circuit curentul :

$$i_3=i_{m_3}\cdot\sin(3\,\omega t-\varphi_3+\alpha_3).$$

Astfel din relația :

$$\operatorname{tg}(\varphi_3-\alpha_3-\psi_3)=\frac{3\omega L_1}{r} \tag{6}$$

se determină dezavantajul ψ_3, iar amplitudinea u_{m_3} rezultă din :

$$u_{m_3}=i_{m_3}\sqrt{r^2+(3\omega L_1)^2}. \tag{7}$$

Rezultă :

$$u_3=u_{m_3}\cdot\sin(3\omega t-\psi_3).$$

Analog se determină tensiunea : $u_5=u_{m_5}\cdot\sin(5\omega t-\psi_5)$ care determină în circuit curentul : $i_5=m_{m_5}\cdot\sin(5\omega t-\varphi_5+\alpha_5)$ din relațiile :

$$\operatorname{tg}(\varphi_5-\alpha_5-\psi_5)=\frac{5\omega L_1}{r} \tag{8}$$

$$u_{m_5}=i_{m_5}\sqrt{r^2+(5\omega L_1)^2}. \tag{9}$$

In mod asemănător se conduce calculul pentru armonicile de orice ordin.

Înlocuirea circuitului real neliniar, printr-un circuit liniar echivalent, permite aplicarea principiului superpoziției.

In consecință soluția ecuației diferențiale (3) rezultă prin însumarea soluțiilor ecuațiilor diferențiale corespunzătoare fiecărei armonici.

$$\begin{gathered} u_1=ri_1+L_1\frac{di_1}{dt};\quad u_5=ri_5+L_1\frac{di_5}{dt} \\ u_3=ri_3+L_1\frac{di_3}{dt}\quad\ldots\ldots \end{gathered} \tag{10}$$

Soluția ecuațiilor diferențiale (10) este :

$$\begin{aligned} i(t)=i_{m_1}\sin(\omega t-\varphi_1+\alpha_1)+i_{m_3}\sin(3\omega t-\varphi_3+\alpha_3)+ \\ +i_{m_5}\sin(5\omega t-\varphi_5+\alpha_5)+\ldots Ie^{-\frac{r}{L_1}t} \end{aligned} \tag{11}$$

unde :

$$I=i_{m_1}\cdot\sin(\varphi_1-\alpha_1)+i_{m_3}\cdot\sin(\varphi_3-\alpha_3)+i_{m_5}\sin(\varphi_5-\alpha_5)+\ldots$$

s-a determinat din condiția inițială : $t=0$, $i=0$.

Soluția (11) însă, nu determină curentul tranzitoriu în circuitul real neliniar, deoarece ecuația diferențială (3), deci și ecuația diferențială (10), nu țin seama de caracteristica magnetică a circuitului pentru valori superioare punctului de funcționare.

In acest scop ecuația diferențială (3) se completează cu construcția grafică din fig. 3.

Se construiește curentul permanent dat i_p și curentul tranzitoriu i_{tr} care rezultă ca soluție a ecuației diferențiale (3), respectiv (10).

Construcția se realizează pentru momentul cel mai defavorabil al conectării, adică atunci cînd curentul permanent are valoarea maximă.

Grafic se stabilesc punctele: $1'$ și $2'$, $1''$ și $2''$ ș.a.m.d. unde curentul total dat de ecuația diferențială (3) este egal cu valoarea maximă a curen-

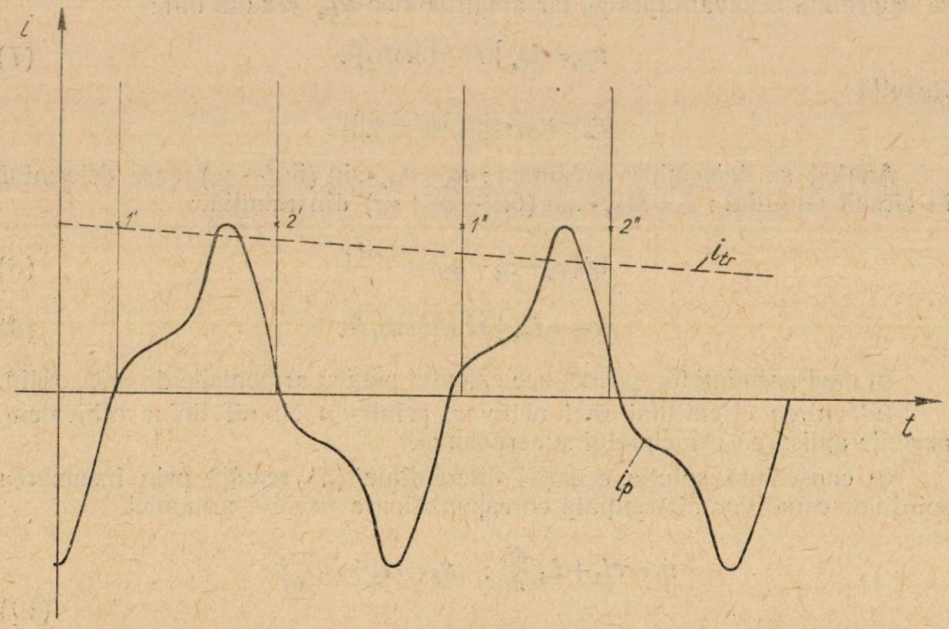


Fig. 3. Curentul permanent și curentul tranzitoriu care reprezintă soluțiile ecuației diferențiale (3).

tului permanent, și între care variația curentului peste valoarea maximă a curentului permanent este determinată de caracteristica magnetică a circuitului.

Rezultă în acest fel numărul vîrfurilor de curent în timpul procesului tranzitoriu, cît și durata acestuia.

Pentru a determina forma de variație și valoarea curentului între aceste puncte, se fac următoarele precizări:

Întrucît punctul de funcționare este porțiunea saturată a caracteristicii magnetice a circuitului, porțiunea din caracteristica magnetică corespunzătoare valorilor pentru curent, respectiv flux — superioare punctului de funcționare — se poate aproxima cu o variație liniară.

Deoarece în timpul procesului tranzitoriu înlănțuirea magnetică Ψ nu depășește dublul valorii maxime a acesteia ($2\Psi_m$), în domeniul cuprins, între

punctele $1'—2'$, $1''—2''$ ... inductivitatea L_1', L_1''... corespunzătoare creşterii medii a fluxului se poate aproxima prin relaţia :

$$L_1' = \frac{(1 \dots 1{,}5)\,\Psi_m}{i'} . \tag{12}$$

Creşterea medie a fluxului pentru fiecare semiperioadă se poate stabili cu uşurinţă dacă se ţine seama că în cazurile din practică în mod obişnuit componenta aperiodică a fluxului şi componenta aperiodică a curentului rezultat din ecuaţia diferenţială (3) — au aproximativ aceeaşi constantă de timp. i' — rezultă din caracteristica magnetică a circuitului şi corespunde fluxului $(1 \div 1{,}5)\Psi_m$.

Valorile curentului între punctele $1'—2'$ se determină din ecuaţiile (10), scrise însă în mod corespunzător şi anume :

$$\begin{aligned} u_1 &= ri_1' + L_1' \frac{di_1'}{dt} \qquad u_5 = ri_5' + L_1' \frac{di_5'}{dt} \\ u_3 &= ri_3' + L_1' \frac{di_3'}{dt} \qquad \dots\dots \end{aligned} ; \tag{13}$$

Modificarea prin salt a inductivităţii atunci cînd curentul în timpul regimului tranzitoriu devine egal cu valoarea maximă din regim permanent, atrage după sine apariţia unui nou fenomen tranzitoriu — datorită acestui salt.

Prin rezolvarea ecuaţiilor diferenţiale (13) se obţin amplitudinile curenţilor sinusoidali i_1', i_3', şi i_5' (rel. 14 de mai jos), fazele lor corespunzătoare : α', β', γ' (din relaţiile 16), precum şi componenta tranzitorie care reprezintă soluţia ecuaţiilor diferenţiale omogene obţinute din ecuaţiile diferenţiale (13).

$$i_{m_1}' = \frac{u_m}{\sqrt{r^2 + (\omega L_1')^2}} ; \quad i_{m_3}' = \frac{u_{m_3}}{\sqrt{r^2 + (3\omega L_1')^2}} ; \quad i_{m_5}' = \frac{u_{m_5}}{\sqrt{r^2 + (5\omega L_1')^2}} \tag{14}$$

. . . . . .

$$\begin{aligned} i_1' &= i_{m_1}' \sin(\omega t - \alpha') \\ i_3' &= i_{m_3}' \cdot \sin(3\omega t - \beta') \\ i_5' &= i_{m_5}' \cdot \sin(5\omega t - \gamma') \end{aligned} \tag{15}$$

. . . . . .

$$\operatorname{tg}(\alpha' - \psi_1) = \frac{\omega L_1'}{r} ; \quad \operatorname{tg}(\beta' - \psi_3) = \frac{3\omega L_1'}{r} ; \quad \operatorname{tg}(\gamma' - \psi_5) = \frac{5\omega L_1'}{r} . \tag{16}$$

. . . . . .

Curentul total între punctele $1'—2'$ este deci :

$$i' = i_{m_1}' \sin(\omega t - \alpha') + i_{m_3}' \sin(3\omega t - \beta') + i_{m_5}' \sin(5\omega t - \gamma') + \dots I' e^{-\frac{r}{L_1'} t} , \tag{17}$$

unde :

$$I' = i'_{m_1} \sin \alpha' + i'_{m_3} \sin \beta' + i'_{m_5} \sin \gamma'$$

se determină din condiția inițială : $t=0$; $i'=0$.

În mod asemănător se conduce calculul pentru determinarea curentului între punctele $1''—2''$, $1'''—2'''$ ș.a.m.d. dacă curba de variație a curentului în timp prezintă mai multe vîrfuri de curent, care depășesc valoarea maximă a curentului în regim permanent.

Se trasează grafic componentele curentului din expresia (17) care prin însumare și prin racordarea corespunzătoare cu curba de variație a curentului de la zero pînă la valoarea maximă din regim permanent, determină final curba curentului total în funcție de timp în timpul procesului tranzitoriu.

4. EXEMPLE DE CALCUL

a) Pentru exemplificarea metodei s-a considerat un circuit cu saturație magnetică a cărui caracteristică magnetică ridicată în curent continuu este redată în fig. 4.

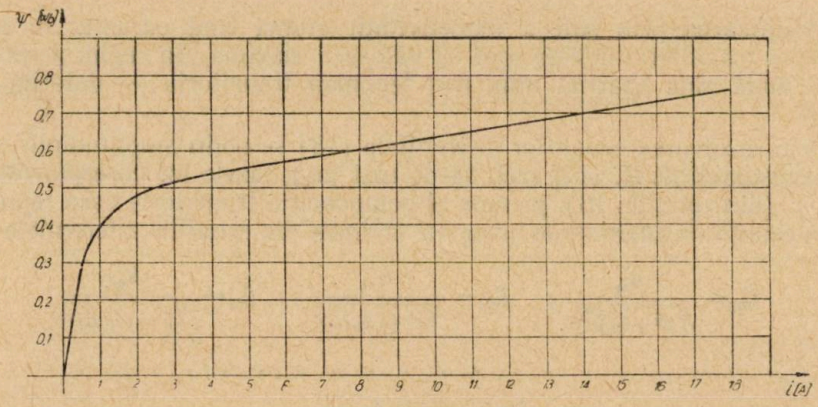


Fig. 4. Caracteristica magnetică a circuitului considerat în exemplul de calcul a..

Circuitul fiind alimentat la o tensiune sinusoidală $U=150$ V prezintă o variație a curentului permanent în timp reprezentată în fig. 5.

Rezistența totală a circuitului este : $r=8\ \Omega$.

Valoarea maximă a curentului permanent este : $i_m=4{,}59$ A.

Printr-o analiză armonică grafică — efectuată conform [1] s-au determinat :

$i_{m_1}=2.98$ A $\quad \alpha_1=-24{,}5°$

$i_{m_3}=1{,}185$ A $\quad \alpha_3=46{,}5°$

$i_{m_5}=0{,}427$ A $\quad \alpha_5=-75{,}5°$.

Din curba de variație a curentului permanent în timp rezultă : $\varphi_1=45°$.

Deci : $\varphi_3=315°$; $\varphi_5=225°$; $L_1=0{,}2255$ H.

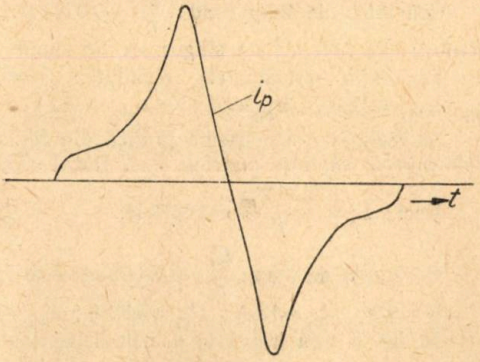


Fig. 5. Variația în timp a curentului permanent care se stabilește în circuitul-considerat în exemplul de calcul a.

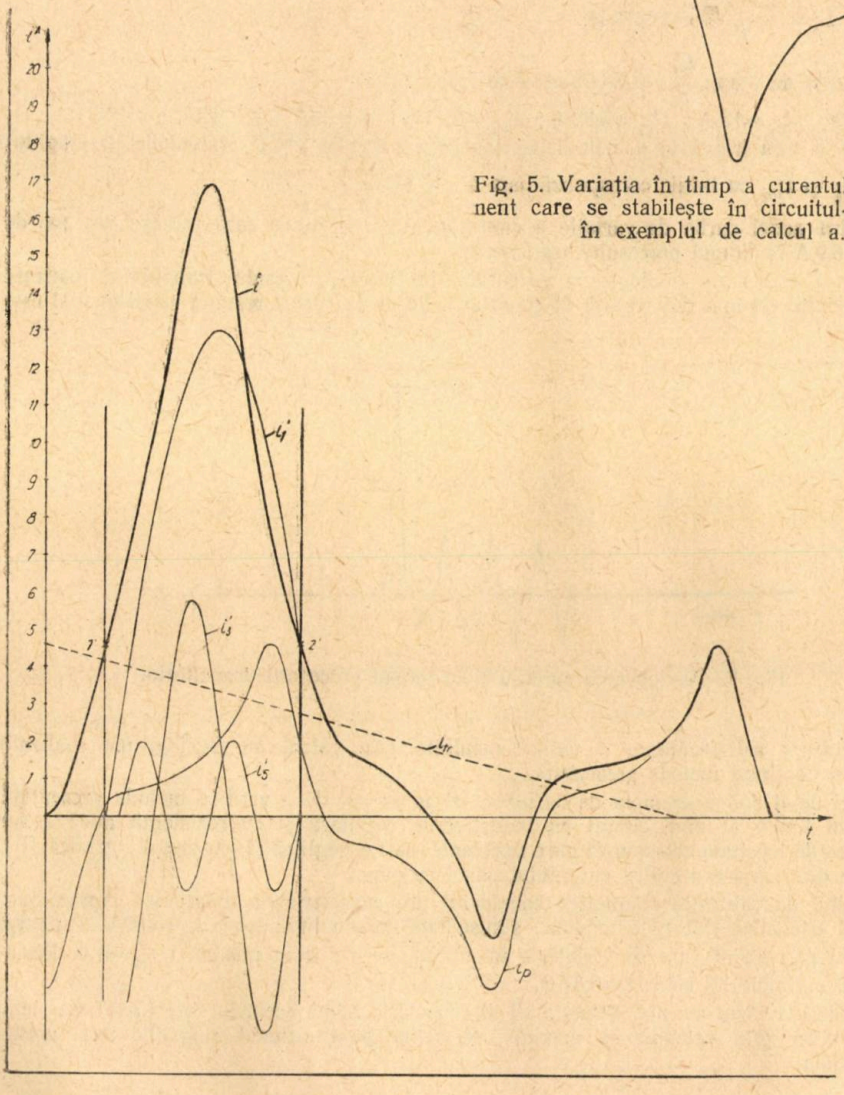


Fig. 6. Variația în timp a curentului electric total — în regim tranzitoriu — obținută prin calcul (exemplul de calcul a).

Constanta de timp fiind : $\frac{L_1}{r}=0{,}0282$ sec rezultă că în timpul procesului tranzitoriu curentul total prezintă un singur șoc de curent peste curentul maxim din regim permanent.

Se obțin următoarele rezultate : $\varphi=59°$; $\psi_1=-14°$; $\psi_3=180{,}5°$; $\psi_5=211{,}5°$; $u_{m_1}=u_m=212{,}5$ V ; $u_{m_3}=252$ V ; $u_{m_5}=151$ V.

Se realizează construcția grafică din fig. 6 în conformitate cu expunerea metodei. Se poate aprecia că între punctele *1—2* fluxul crește pînă la $1{,}7\,\Psi_m$.

Deci : $L_1'=\frac{1{,}35\,\Psi_m}{i'}=0{,}0452$ H.

Constanta de timp : $\frac{L_1'}{r}=0{,}00565$ sec este foarte mică.

Rezultă : $i'_{m_1}=13$ A ; $i'_{m_3}=5{,}82$ A ; $i'_{m_5}=2{,}11$ A ; $\alpha'=46{,}5°$; $\beta'=260°$, $\gamma'=295°$.

In fig. 6 s-au trasat în domeniul cuprins între punctele *1'—2'* armonicile de amplitudini i'_{m_1}, i'_{m_3} și i'_{m_5} cu fazele corespunzătoare α', $\frac{\beta'}{3}$ și $\frac{\gamma'}{5}$.

Se obține astfel curba de variație a curentului total în timp, care prezintă un șoc de curent de 16,9 A în timpul procesului tranzitoriu.

Figura 7 reprezintă oscilograma curentului în timpul procesului tranzitoriu, realizată pentru momentul cel mai defavorabil al conectării. Șocul de curent rezultat experimental este de 17,5 A.

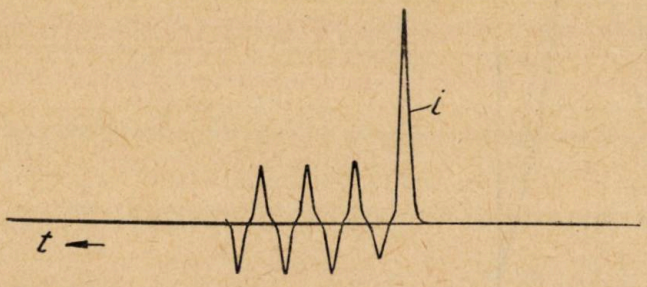


Fig. 7. Oscilograma curentului în timpul procesului tranzitoriu.

Coincidența satisfăcătoare a curbei rezultată prin calcul cu oscilograma realizată experimental confirmă metoda prezentată.

b) Cel de-al doilea exemplu de calcul se dă în scopul de a verifica metoda prezentată pentru cazul limită al unui circuit cu inductivitate neliniară și cu rezistență mică astfel încît căderea de tensiune corespunzătoare rezistenței să fie neglijabilă, cu metoda grafică [3], [4], [7] de determinare a curbei curentului punct cu punct.

Circuitul cu saturație magnetică considerat are caracteristica magnetică reprezentată în fig. 8 și este alimentat cu o tensiune sinusoidală cu amplitudinea : $u_m=450$ V. Curentul nesinusoidal permanent care se stabilește în circuit are valoarea maximă : $i_m=5$ A. Rezistența totală a circuitului este : $r=0{,}87\ \Omega$.

Considerînd cazul cel mai defavorabil al conectării, adică acela în care fluxul magnetic permanent trece prin valoarea sa maximă, se obține pentru fluxul magnetic total următoarea soluție :

$$\Psi(t)=-\Psi_m\cos\omega t+\Psi_m e^{-\frac{r}{L^*}t}.$$

In legătură cu durata procesului tranzitoriu această metodă grafică este foarte aproximativă, deoarece depinde de valoarea care se alege pentru inductivitatea L^*.

Procesul real va fi mai apropiat de procesul care se calculează pentru o valoare medie oarecare pentru L^*.

In acest exemplu se consideră că procesul tranzitoriu durează 0,07 sec. (3,5 perioade), ceea ce corespunde la $L^*=0{,}06$ H. In fig. 8 este reprezentată curba de variație în timp a curentului electric total în timpul procesului tranzitoriu.

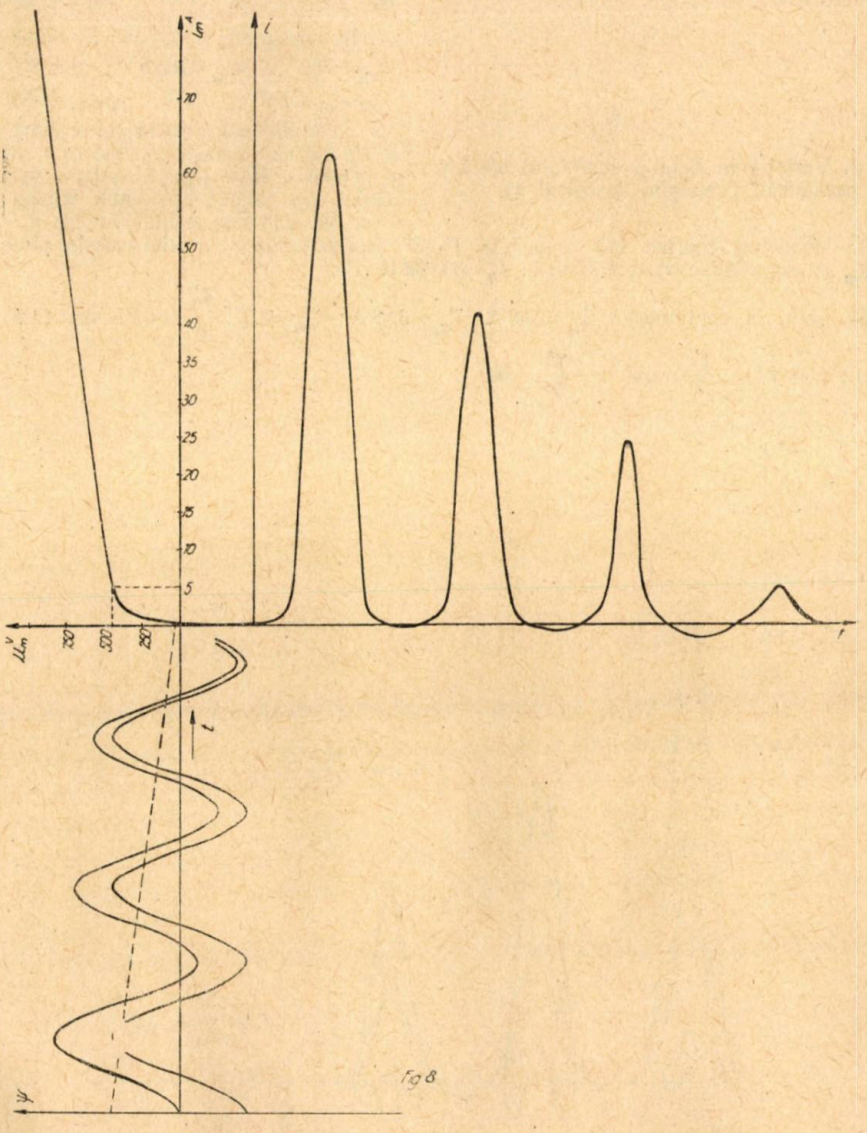


Fig. 8. Variația în timp a curentului electric total în timpul procesului tranzitoriu (exemplul de calcul b).

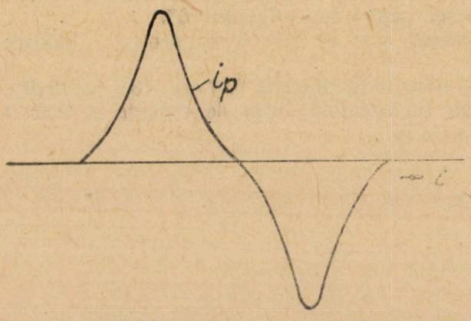


Fig. 9. Variația în timp a curentului electric permanent (exemplul de calcul b).

Se determină în continuare în scop de verificare curba de variație în timp a curentului electric în regim tranzitoriu prin noua metodă. Se determină grafic variația curentului electric permanent în timp (fig. 9) rezultînd :

$$i_{m_1}=3{,}53\text{ A}\ ;\quad i_{m_3}=1{,}02\text{ A}\ ;\quad i_{m_5}=0{,}296\text{ A}$$

În continuare se obține : $L_1=0{,}406$ H ; $u_{m_3}=390$ V ; $u_{m_5}=188{,}5$ V ; $\varphi_1=90°$; $\varphi_3=\varphi_5=450°$; $\psi_1=0$; $\psi_3=\psi_5=360°$.

Se realizează construcția grafică din fig. 10. Întrucît această metodă se compară cu metoda grafică (fig. 8) pentru valorile fluxului din timpul procesului tranzitoriu, se vor lua cele care rezultă din fig. 8.

În domeniul cuprins între punctele $1'$—$2'$ deoarece fluxul maxim crește pînă la 1,86 Ψ_m se alege inductivitatea statică : $L_1'=0{,}0602$ H.

Se obțin în continuare : $i'_{m_1}=23{,}8$ A ; $i'_{m_3}=6{,}88$ A ; $i'_{m_5}=2$ A ; $\dfrac{L_1'}{r}=0{,}07$ sec (3,5 perioade) ; $\alpha'=90°$; $\dfrac{\beta'}{3}=150°$; $\dfrac{\gamma'}{5}=90°$

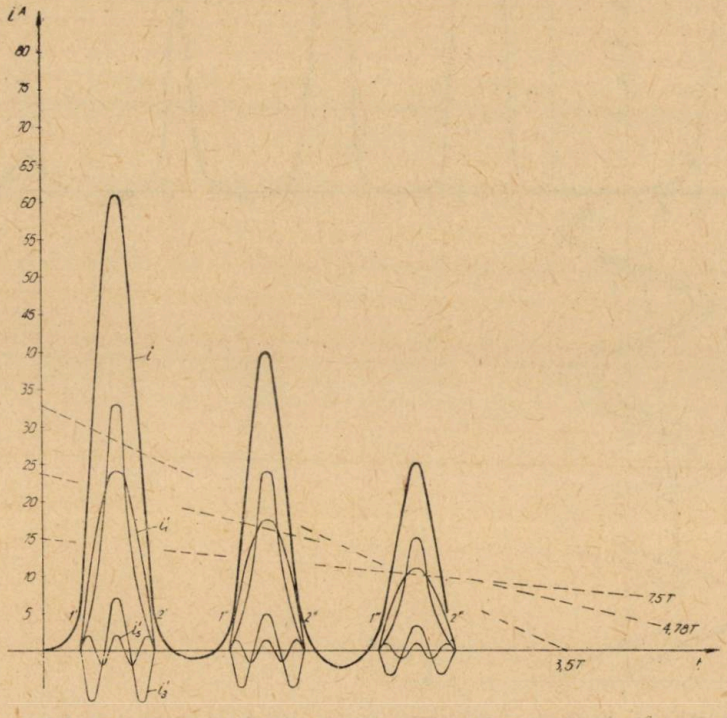


Fig. 10. Curentul electric total în timpul procesului tranzitoriu obținut cu noua metodă. (exemplul de calcul b).

În domeniul cuprins între punctle $1''$—$2''$ rezultă :

$$L_1''=0{,}0832\ \text{H};\quad i''_{m_1}=17{,}25\ \text{A};\quad i''_{m_3}=4{,}98\ \text{A};\quad i''_{m_5}=1{,}445\ \text{A};$$

$$\frac{L_1''}{r}=0{,}0955\ \text{sec}\ (4{,}78\ \text{perioade}).$$

În domeniul cuprins între punctele $1'''$—$2'''$ se obțin : $L_1'''=0{,}1307$ H ; $i'''_{m_1}=10{,}95$ A ; $i'''_{m_3}=3{,}17$ A ; $i'''_{m_5}=0{,}92$ A ; $\frac{L_1'''}{r}=0{,}15$ sec (7,5 perioade).

Prin rezultatele obținute în figurile 8 și 10 se confirmă și în acest caz noua metodă.

5. CONCLUZII

Metoda prezintă avantajul că rezolvă problema determinării regimului tranzitoriu în cazul general al unui circuit cu inductivitate neliniară (circuitul are o rezistență și un ciclu isterezis care nu pot fi neglijate), printr-un calcul relativ simplu.

Metoda elimină astfel determinările experimentale pentru oscilografierea regimului tranzitoriu care sînt greoaie — deoarece necesită un număr foarte mare de conectări pentru a surprinde momentul cel mai defavorabil — pentru care curentul obține cea mai mare valoare.

BIBLIOGRAFIE

1. Andronescu Plautius, *Curs de electricitate și electrotehnică.* Partea II. Ed. Inst. Politehnic Timișoara, 1953, pag. 202—206 și pag. 184—190.
2. Antoniu I. S., *Chestiuni speciale de electrotehnică,* Ed. Acad. R.P.R., 1956.
3. Rüdenberg R., *Fenomene tranzitorii în sistemele electro-energetice* (trad. din limba engleză), Ed. Tehnică, București, 1959.
4. Neiman L. R., Kalantarov P. L., *Bazele teoretice ale electrotehnicii,* vol. II, E.E.S., București 1955, 434—450.
5. Bogoliubov V. E., Graficeskii metod rasceta perehodnîh protesov v tepi so staliu s ucetom gisterezisa. Elektricestvo (1950), 9.
6. Besonov L. A., *Perehodnie protesî v nelineinîh elektriceskih tepiah so staliu.* Gosenergoizdat, Moskva-Leningrad, 1951.
7. Philippow E., *Nichtlineare Elektrotechnik.* Akademische Verlagsgesellschaft, Leipzig. 1963.
8. Kaninghem V., *Vedenie v teoriu nelineinîh sistem* (perevod c angliiskovo). Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1962.
9. Besonov L. A., Grafoanaliticeskii metod rasceta perehodnîh protesov v elektriceskih tepiah s nelineinîmi elementami. Elektricestvo, (1951), 5.
10. Voskresenskii A. A., Rascet tokov pri perehodnîh protesah v elektriceskih tepiah so staliu. Elektricestvo (1954), 1, 61—68.
11. Corlățeanu V. și Saviuc V., Regimurile tranzitorii la conectarea și deconectarea transformatoarelor monofazate. Electrotehnica, 9 (1961), 1, 7—25.
12. Stănciulescu F., Beitrag zur Theorie und Berechnung elektrischer Stromkreise mit nichtlinearen Elementen. — Archiv für Elektrotechnik 47 (1963), 5, 291—301.
13. Stănciulescu F., Lösung der Grundgleichung nichtlinearer Stromkreise durch Analogrechenverfahren. Archiv für Elektrotechnik, 50 (1965), 1, 24—33.
14. Besonov L. A., Dostijenia v oblasti isledovania nelineinîh elektriceskih tepei. Elektricestvo, (1963), 3, 20—28.

НОВЫЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ ПЕРЕХОДНОГО РЕЖИМА В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ С НЕЛИНЕЙНОЙ ИНДУКТИВНОСТИ

(РЕЗЮМЕ)

Предлагается графоаналитический метод исследования переходного режима в случае электрической цепи с сопротивлением и нелинейной индуктивностью.

Метод основан на замене действительной нелинейной цепи — линейной цепью, в которой установлен несинусоидальный ток, как и в действительной цепи, приложением фиктивного несинусоидального напряжения.

В этих условиях применяется гармонический анализ.

Предлагается известным изменение по времени действительного тока в установившимся режиме, а так же магнитная характеристика цепи.

UNE NOUVELLE MÉTHODE D'ÉTUDE DU RÉGIME TRANSITOIRE EN CIRCUITS ÉLECTRIQUES AVEC INDUCTANCE NON-LINÉAIRE

(RÉSUMÉ)

On y présente une méthode d'étude du régime transitoire dans le cas d'un circuit électrique à résistance et à inductance non-linéaire.

La méthode repose sur le remplacement du circuit réel non-linéaire par un circuit électrique linéaire où l'on établit, cependant, un courant non sinusoïdal comme dans le circuit réel, par l'application d'une tension fictive non sinusoïdale.

Dans ces conditions d'équivalence on applique l'analyse harmonique.

On considère comme connues la variation dans le temps du courant réel en régime permanent et la caractéristique magnétique du circuit.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL POSIBILITĂȚILOR DE EFECTUARE A PRELUCRĂRII DE NETEZIRE A SUPRAFEȚELOR METALICE PRIN METODA ELECTROLITICĂ

DE

GH. SAVII, C. NICA și G. URDEA

1. UNELE CONSIDERAȚII PRINCIPIALE

Prelucrarea suprafețelor pieselor de mașini prezintă o problemă din ce în ce mai importantă, odată cu creșterea indicilor de funcționare a mașinilor. În mod deosebit se pune problema obținerii unor suprafețe de calitate superioară, atît în ceea ce privește proprietățile fizico-mecanice, cît și acelea ale gradului de netezime.

În această direcție în ultima vreme, o deosebită atenție s-a dat aplicării în practică a electrotehnologiei, procedeu care prezintă unele avantaje atît din punct de vedere al calității cît și al economicității prelucrării. Între aceste procedee se studiază și se extind metodele electrochimice de prelucrare a suprafețelor, eficiența lor din punct de vedere al preciziei de prelucrare, a calității suprafeței și economicității.

Precizia dimensională obținută la aceste prelucrări este cuprinsă între $\pm 0{,}0125 \ldots \pm 0{,}005$ mm, iar rugozitatea suprafeței se încadrează între $0{,}1 \ldots 1{,}0\ \mu$m [1], [2].

Făcîndu-se o comparație, din punct de vedere economic, cu procedeele mecanice de prelucrare a metalelor, se constantă că deși consumul de energie uneori este mai mare ca la prelucrarea mecanică, procedeul prezintă avantaje prin creșterea însemnată a productivității muncii ce poate atinge valori de $200 \ldots 400\%$.

La aplicarea procedeelor de prelucrare prin electrolit pe lîngă regimul electric folosit, o deosebită importanță o prezintă materialul electrodului-sculă și compoziția electrolitului. În această privință literatura de specialitate dă informații mai ample privind materialul sculei și mai puține asupra compoziției electrolitului [3].

Principiul netezirii suprafețelor pe cale electrolitică se bazează pe fenomenele anodice ce iau naștere în timpul procesului [4], [5].

În vederea aplicării practice a procedeului de netezire electrolitică, în cadrul laboratorului de Tehnologia Construcțiilor de mașini, s-a început un

studiu asupra posibilităților și condițiilor în care procedeul este aplicabil, stabilindu-se unii parametrii de lucru.

Considerăm ca o problemă importantă cunoașterea comportării suprafețelor prelucrate prin acest procedeu, la uzură și mai ales la solicitările de oboseală. Literatura prezintă rezultate favorabile privind comportarea la uzură. Asupra comportării la oboseală în bibliografia de care dispunem încă nu s-au prezentat rezultate.

2. DESCRIEREA INSTALAȚIEI FOLOSITA LA INCERCĂRI

In general pînă în prezent, prelucrarea electrolitică se aplică prin introducerea piesei în electrolit, fără sau cu ecranare, astfel ca să se dirijeze acțiunea electrolitului, sau prin fixarea piesei într-un dispozitiv izolat care să permită circulația electrolitului prin spațiul dintre electrozii-sculă și piesă. Totodată scula execută numai o mișcare de avans [6].

Metoda aplicată de autori constă în aducerea electrolitului sub presiune în zona de lucru prin exterior sau prin sculă. Scula execută în timpul procesului de prelucrare, o mișcare de rotație iar piesa mișcarea de avans.

Instalația utilizată pentru încercări este reprezentată schematic în figura 1.

Pentru încercări s-a adoptat o freză universală de sculărie tip „Deckel" la care s-a montat în arborele mașinii electrodul sculă în formă de disc

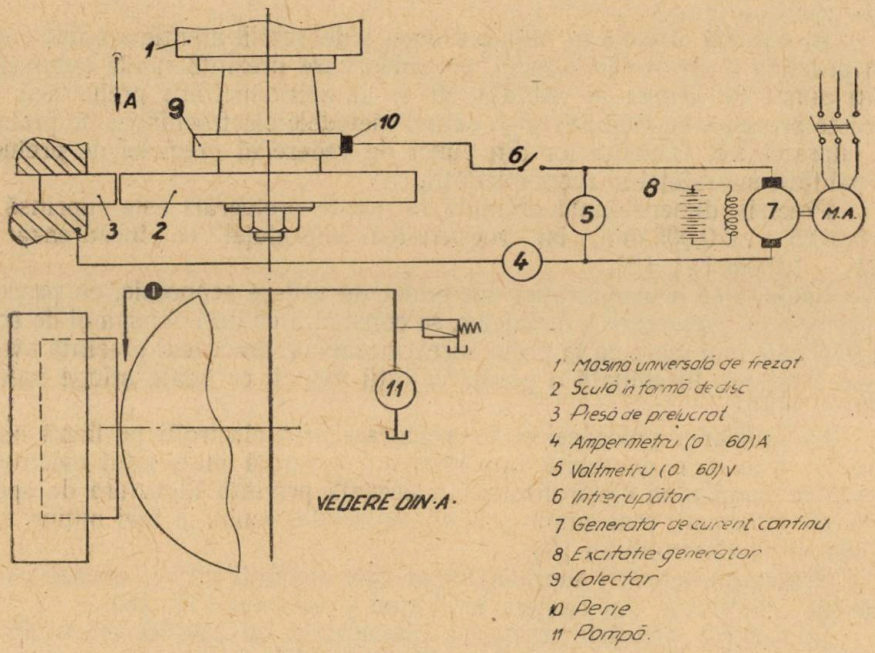


Fig. 1. Instalație pentru prelucrarea electrolitică.

obținîndu-se astfel mișcarea de rotație, iar piesa de prelucrat (*3*) s-a montat pe masa mașinii prin care s-a realizat mișcarea de avans.

Legătura la sursa de energie electrică s-a realizat pentru electrodul disc printr-un sistem colector-perii (fig. 1) iar piesa direct la dispozitivul de fixare. Lucrîndu-se cu tensiuni joase izolarea sistemului nu a prezentat dificultăți.

Ca electrozi sculă au fost folosite discuri din fontă cenușie de construcție specială (fig. 2) permițînd aducerea electrolitului și prin orificiile radiale prevăzute în disc și discuri din grafit (fig. 3), la care electrolitul a fost adus prin exterior la o presiune de 0,2 kgf/cm^2 cu ajutorul pompei *11*.

Pentru alimentarea cu energie electrică s-a folosit un generator de curent continuu de putere de 10 kW (*7*). Regimul electric de lucru fiind urmărit cu ajutorul ampermetrului (*4*) și voltmetrului (*5*).

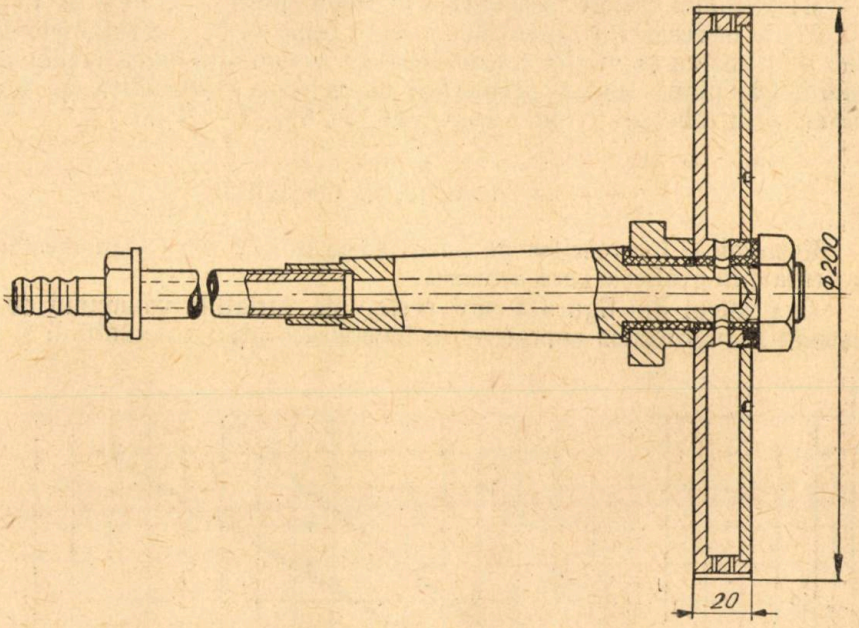


Fig. 2. Disc sculă din fontă.

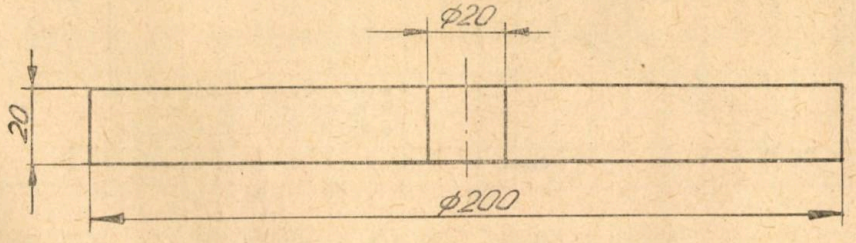


Fig. 3. Disc sculă din grafit.

3. METODA DE LUCRU ŞI INCERCĂRILE EFECTUATE

Pentru a determina care este regimul de lucru prin care să se obţină rezultatele cele mai bune, încercările s-au efectuat modificîndu-se diferiţi parametrii care au influenţă asupra calităţii prelucrării, productivităţii şi siguranţei continuităţii procesului.

Astfel: a) S-a lucrat cu două calităţi de materiale pentru electrodul sculă; disc din fontă cenuşie şi disc din grafit.

b) Ca electrolit s-au folosit două tipuri: A şi P. Din fiecare tip s-a lucrat cu două variante A_1 şi A_2 respectiv P_1 şi P_2.

c) Pentru a vedea care este influenţa vitezei de lucru încercările s-au făcut la două viteze de 12 m/s şi 20 m/s.

d) Regimul electric s-a variat în trepte între 7 ... 15 V şi 1 ... 60 A.

Toate încercările s-au efectuat asupra unor probe confecţionate din oţel slab aliat marca 41 MoC11 folosit frecvent la confecţionarea roţilor dinţate. Suprafeţele plane supuse prelucrării de netezire electrolitică au fost prelucrate prin rabotare avînd o rugozitate de $Ra = 3 \ldots 4\ \mu m$.

4. REZULTATELE INCERCĂRILOR

Rezultatele încercărilor pe baza măsurătorilor care s-au efectuat sînt prezentate în graficele care urmează.

În graficul din figura 4 sînt prezentate variaţiile volumului de metal prelevat şi rugozitatea suprafeţei în funcţie de variaţia curentului şi vitezei

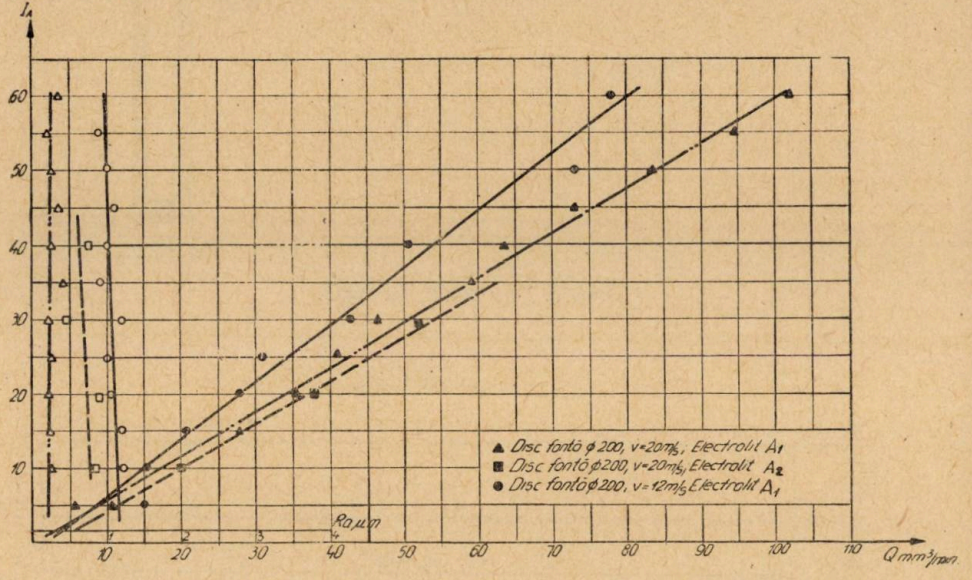


Fig. 4. Variaţia volumului de material prelevat şi rugozitatea suprafeţei, funcţie de variaţia curentului la $v = 12$ m/s şi $v = 20$ m/s, electrolit A_1 şi A_2 şi sculă din grafit.

de lucru, respectiv pentru electrolitul A_1 și A_2 folosind ca electrod sculă discul din fontă cenușie.

In figura 5 sînt date rezultatele obținute la prelucrarea cu aceiași electroliți și la aceleași viteze, electrodul sculă fiind din grafit.

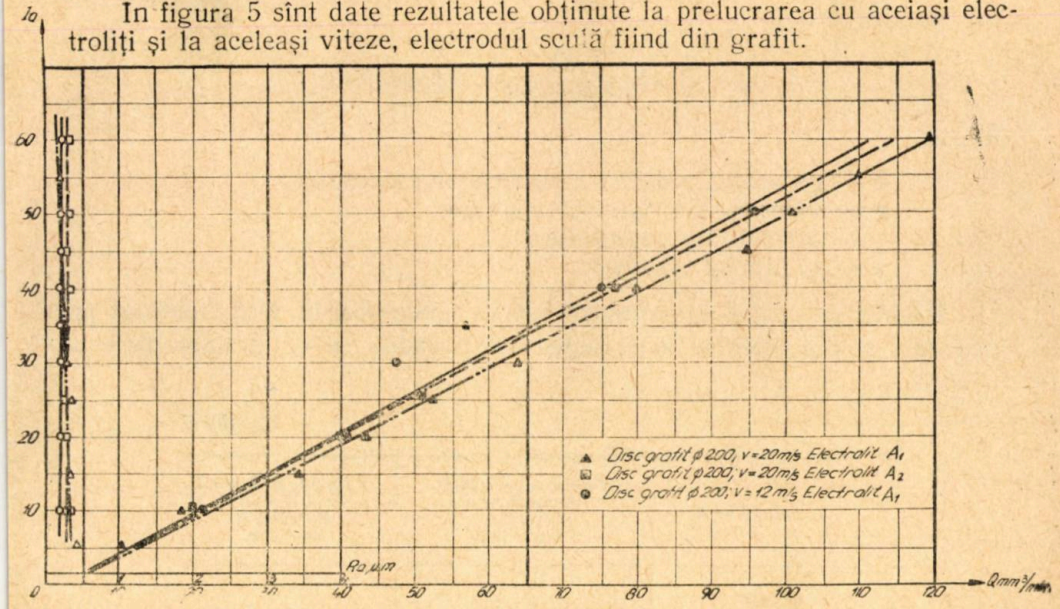


Fig. 5. Variația volumului de material prelevat și rugozitatea suprafeței funcție de variația curentului la $v=12$ m/s și $v=20$ m/s, electrolit A_1 și A_2 și sculă din grafit.

In figura 6 sînt reprezentate rezultatele obținute la prelucrarea în electrolit de tipul P_1 și P_2 la viteza 12 m/s.

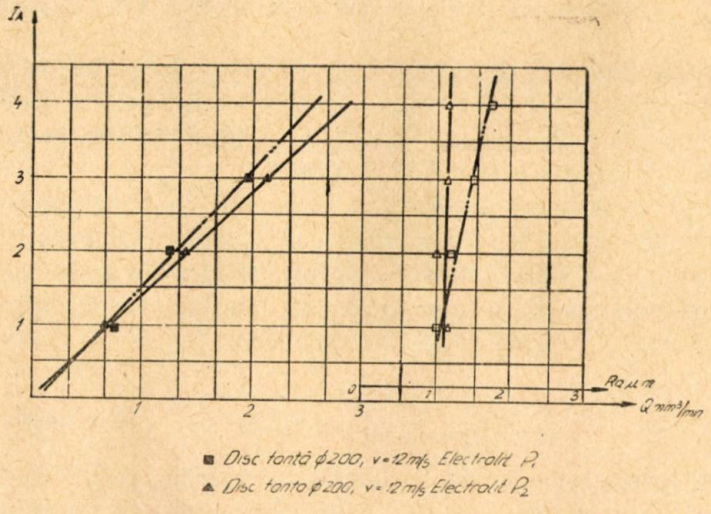


Fig. 6. Variația volumului de material prelevat și rugozitatea suprafeței, funcție de variația curentului la $v=12$ m/s, electrolit P_1 și P_2 și sculă din fontă.

Din diagramele obținute se constată că volumul de metal prelevat este proporțional cu valoarea curentului, ceea ce corespunde de altfel după legea lui Faraday anume :

$$Q = \frac{A}{n} \cdot I \cdot \frac{60}{\gamma \cdot 9{,}65 \cdot 10^7} \qquad [\text{mm}^3/\text{min.}]$$

în care :

A — greutatea atomică a materialului anodului ;
n — valența materialului anodului ;
I — intensitatea curentului ;
γ — greutatea specifică.

Făcînd un calcul aproximativ asupra volumului de metal obținut prin încercări și cel calculat după legea lui Faraday se obțin diferențele din tabelul 1.

Tabelul 1

Curentul în A	Valoarea prelevării obținută prin prelucrare în mm³/min	Valoarea prelevării după legea lui Faradey în mm³/min
10	21,5	22
20	42	44
30	62	66
40	82	88
50	102	110
60	122	132

Prelucrarea s-a executat cu disc grafit, electrolit A_1 și v=20 m/s.

Pentru exemplul considerat care se referă la prelucrarea cu disc de grafit, electrolit de tipul A și viteza de 20 m/s relația corespunde numai dacă se mai introduce un coeficient global ν_t a cărui valoare pentru încercările efectuate este cuprinsă între 0,93 . . . 0,95.

Pentru exprimarea analitică a volumului de metal prelevat în cazul variației materialului care se prelucrează, a materialului electrodului sculă, a electrodului și a vitezei, trebuie ca pentru fiecare din aceste valori variabile să se determine, pe baza unor experiențe multiple, coeficienții de influență. Ținînd seama de acestea, relația ar avea forma

$$Q = \frac{A}{n} \cdot I \cdot \frac{60}{\gamma \cdot 9{,}65 \cdot 10^7} \nu_m, \ \nu_s, \ \nu_e, \ \nu_v . \qquad [\text{mm}^3/\text{min}]$$

Din constatările făcute în timpul încercărilor reiese că tensiunea de lucru are o importanță deosebită asupra procesului de prelucrare și asupra calității suprafeței. Pentru fiecare caz în parte este necesar a se stabili ten-

siunea optimă ținînd seama de următoarele observații : dacă se lucrează cu valori prea mari ale tensiunii, descărcările prin scîntei provoacă o eroziune accentuată, ceea ce face să nu se obțină o netezime corespunzătoare ; dacă tensiunea este prea mică pot apare fenomene de arsuri locale din cauza contactului ce se creează între cei doi electrozi, sculă și piesă, distanța prea mică între aceștia, face să dispară fenomenul de dizolvare anodică sau a descărcării prin impuls. Pe baza încercărilor efectuate s-a stabilit că tensiunea de lucru optimă pentru cazul de prelucrare cu disc din fontă și electrolit de tipul P, este de 12 V ; iar pentru electrolitul de tipul A disc din grafit și fontă tensiunea este de 14 V. Cu aceste tensiuni s-au efectuat toate încercările a căror rezultate se prezintă în lucrare.

Din analiza rezultatelor obținute se constată că asupra volumului de metal prelevat are importanță în primul rînd valoarea curentului, electrolitul folosit și materialul electrodului sculă și într-o mai mică măsură viteza de lucru. Aceasta din urmă apare mai evident la prelucrarea cu electrodul sculă din fontă (fig. 4). La viteza de 20 m/s volumul de metal prelevat fiind mai mare cu 10 ... 20% față de viteza de 12 m/s. În același timp se constată obținerea unei rugozități mai mici $Ra = 0{,}2 \ldots 0{,}3$ μm față de $Ra = 1 \ldots 1{,}2$ μm.

La folosirea electrodului sculă din grafit diferența apare mai mică, de asemeni rugozitatea suprafeței fiind practic aceeași.

Încercările cu electrolitul de tipul P s-au făcut numai pentru curenți mici, constatîndu-se de la început o productivitate mai mică și o rugozitate mai mare a suprafeței (fig. 6).

În ceea ce privește rugozitatea suprafețelor prelucrate se constată că procedeul de netezire prin electrolit asigură o calitate foarte bună. În figura 7 se prezintă profilograma suprafeței luată înainte de prelucrarea de netezire. În figurile 8 și 9 sînt date profilogramele după prelucrarea cu discul din fontă folosindu-se electrolitul P_1 respectiv A_1.

Din examinarea suprafețelor prelucrate se constată că în cazul folosirii electrolitului de tipul P, pe suprafață există cratere ca urmare a unor descărcări prin impuls. Adîncimea craterelor este mică ceea ce reiese din valorile măsurate ale rugozității *Ra* a suprafeței și care sînt cuprinse între 1 ... 2 μm.

Examinînd microstructura materialului (fig. 10) se constată existența pe suprafața prelucrată a unui strat subțire de metal care a fost topit, ceea ce constituie cunoscutul *strat-alb* caracteristic prelucrării prin descărcări electrice prin impuls.

La prelucrarea cu electrolitul de tipul A nu apar cratere pe suprafața prelucrată (fig. 11), aspectul suprafeței avînd o netezime uniformă, arătînd că prelucrarea s-a produs prin dizolvarea anodică pură. Suprafața prezintă o netezime mai bună decît aceea prelucrată cu electrolitul P avînd o rugozitate *Ra* de 0,15 ... 0,25 μm.

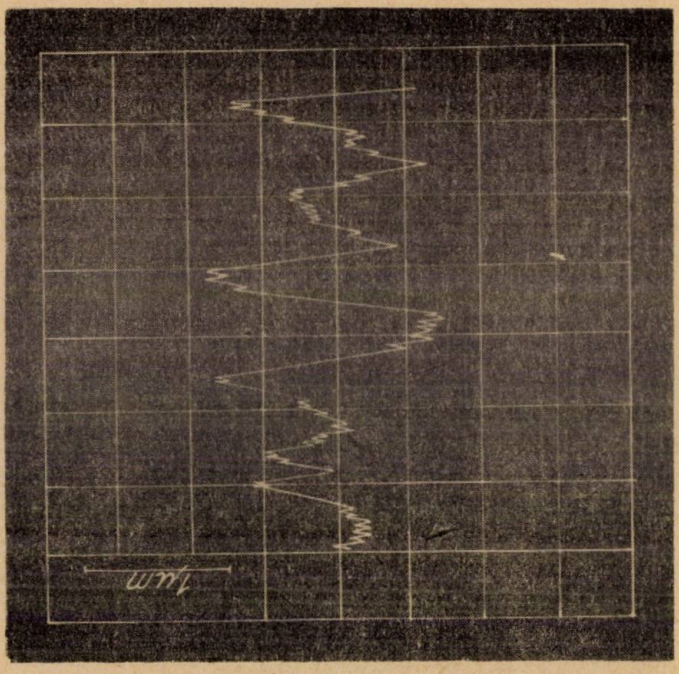


Fig. 8. Rugozitatea suprafeței prelucrată cu disc fontă și electrolit P_1.

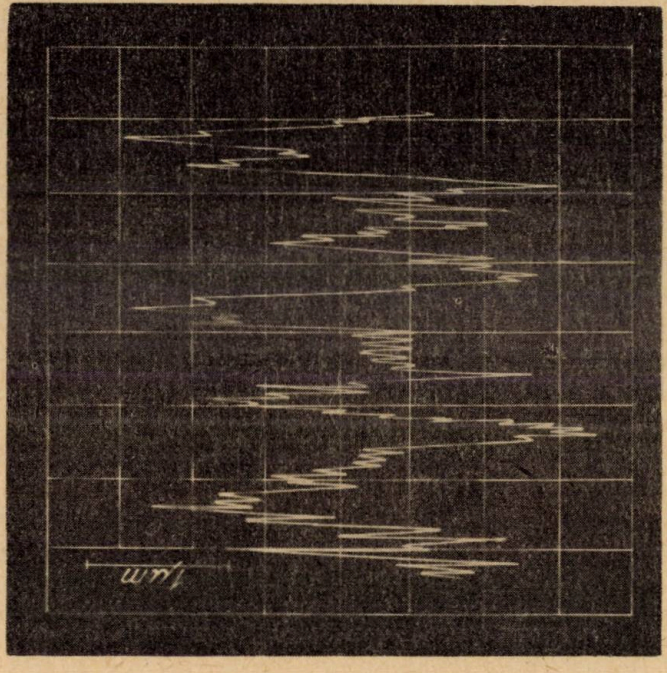


Fig. 7. Rugozitatea suprafeței înainte de prelucrarea electrolitică.

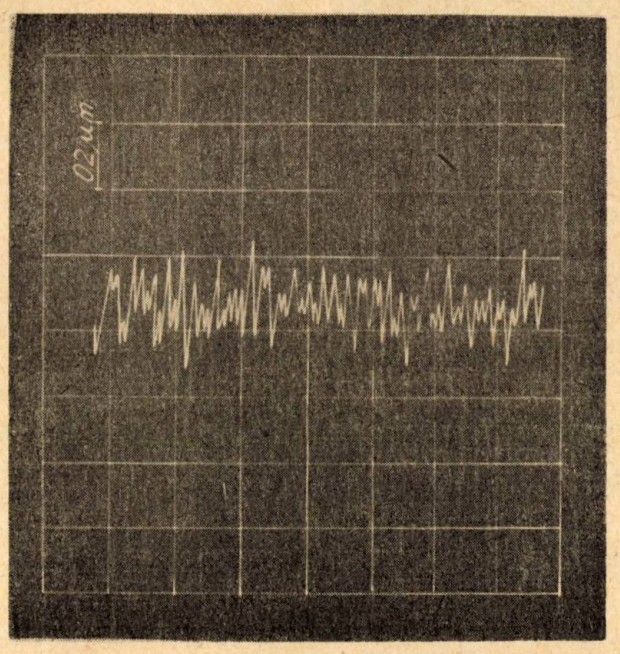


Fig. 9. Rugozitatea suprafeței prelucrată cu disc fontă și electrolit A_1.

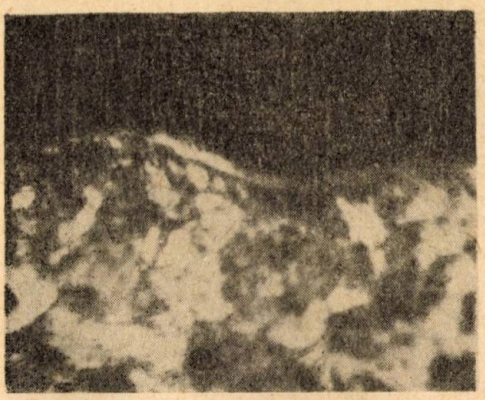


Fig. 10. Microstructura materialului la prelucrarea cu disc fontă și electrolit P (×600).

Fig. 11. Fotografia suprafeței piesei prelucrate cu disc grafit și electrolit A_1 (×440).

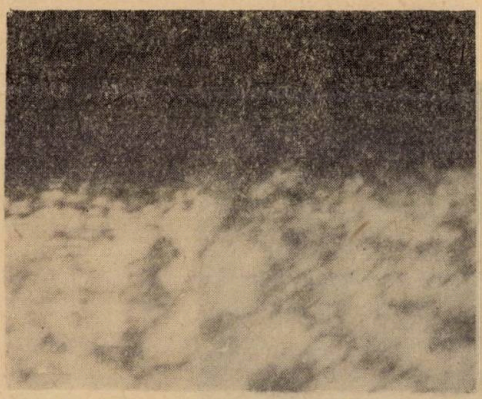


Fig. 12. Microstructura materialului la prelucrarea cu disc fontă și electrolit A_1 (×600).

Fig. 13. Fotografia suprafeței netezite mecanic cu abraziv (×600).

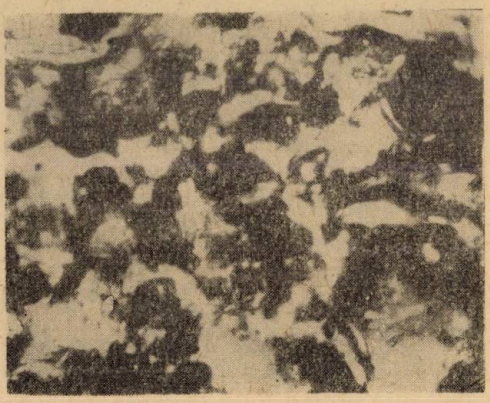


Fig. 14. Fotografia suprafeței piesei prelucrate cu disc fontă și electrolit P. (×440).

Din examinarea microstructurii se constată și la această prelucrare un strat subțire, care prezintă ușoare modificări ale structurii față de metalul de bază (fig. 12). Această modificare se deosebește substanțial de aceea constatată la prelucrarea prin descărcări electrice.

Așa după cum se observă însă din figuri, în ambele cazuri lipsesc urmele caracteristice la prelucrările mecanice prin care suprafața rămîne brăzdată, chiar dacă se netezește astfel încît rugozitatea să fie egală sau chiar mai mică ca aceea obținută la prelucrarea prin electrolit. În figura 13 se prezintă o suprafață netezită mecanic avînd o rugozitate de numai $Ra=0{,}2\,\mu m$. Se observă urmele granulelor de abraziv, care fac ca suprafața să rămînă cu rizuri.

Comparînd cele două suprafețe prelucrate cu electrolit, se constată că piesa netezită cu electrolitul de tipul P are o rugozitate mai mare, prezentînd însă avantaje din punct de vedere al ungerii. Microcraterele (fig. 14) existente pe suprafață ajută la reținerea mai bună a materialului de ungere între suprafețele de contact.

De altfel practic, de multe ori se caută să se creieze astfel de suprafețe, chiar prin prelucrările mecanice. Din acest punct de vedere considerăm că pentru piesele la care ungerea prezintă o problemă mai dificilă, respectiv reținerea materialului de ungere se face mai greu, se pot folosi cu rezultate mai bune suprafețele prelucrate cu electrolitul P.

5. CONCLUZII

a) Metoda de prelucrare electrolitică este o metodă eficace care asigură o productivitate comparabilă cu rectificarea, o structură bună a metalului și o netezime mare a suprafeței prelucrate.

b) Tensiunea de regim este limitată de posibilitățile de apariție a unor descărcări prin scîntei la depășirea valorii optime sau la apariția fisurilor și arsurilor dacă tensiunea este sub cea optimă. Pe baza încercărilor efectuate s-a constatat că în cazul prelucrării cu disc de grafit și cu electrolitul A_1, tensiunea inițială optimă este de 14 V.

c) Rezultatele cele mai bune s-au obținut folosind electrolitul A_1 la o viteză periferică de 20 m/s a electrodului sculă confecționat din grafit, lucrîndu-se cu un regim electric de 14 V și 60 A cînd debitul de metal îndepărtat a fost de 120 mm^3/min.

d) Discul folosit ca electrod sculă, practic are o uzură neglijabilă, iar reprofilarea lui este necesară, îndeosebi numai la montare, pentru eliminarea unor eventuale bătăi radiale. Reprofilarea se poate face ușor folosind o placă de alamă în locul piesei și inversînd polaritatea.

BIBLIOGRAFIA

1. M. A. Monina i I. I. Moroz, Electrohimiceskie metodî razmernoi obrabotki. Stanki i instrument nr. 8. 1964 pag. 32—36.
2. I. S. Spizig, Das Elysiersenken, ein elektrochemisches abtragverfahren. Werkstattechnik H. 11. 1963. pag. 570—575.
3. Prelucrarea metalelor prin electroeroziune I.D.T. București 1962.
4. I. A. Atanasiu, *Manual de electrochimie generală*. Ed. didactică și pedagogică, București 1963.
5. P. V. Scigolev, *Electroliticeskoe i himiceskoe polirovanie metallov*. Ed. Izdatelstvo akademii nauc SSSR Moskva 1959.
6. L. Popilov, Tehnologhia electropolirovania metallov-Moskva 1953.

К ИССЛЕДОВАНИЮ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ОБРАБОТКИ ДОВОДКОЙ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводятся результаты испытаний при доводке поверхностей, на слабо легированной стали электрическим методом.

При испытаниях использовался электрод инструмент в виде круга изготовленного из чугуна или графита. Электроду придалось вращательное движение с периферийной скоростью 12 соответственно 20 м/с. В качестве электролита применялись два вида *P* и *A*. После проверочных испытаний было установлено рабочее напряжение в 14 вт.

На основании полученных результатов, [были построены кривые (рис. 4, 5 и 6)], по которым выяснилась зависимость между характеристиками рабочего режима, качеством электрода, видом электролита, рабочей скоростью, силой тока и жесткостью поверхности, соответственно объемом поднятого материала в мм^3/мин.

Выясняется что получается весьма хорошая доводка, $Ra=0{,}2$, μм, при применении графитового электрода с электролитом вида A_1.

CONTRIBUTIONS A L'ETUDE DES POSSIBILITES D'EFFECTUER L'USINAGE DE LISSAGE DES SURFACES METALIQUES PAR LA MÉTHODE ELECTROLYTIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on présente les résultats des essais éffectués en laboratoire qui peut être apliqués au lissage des surfaces, pour l'acier faible allié par une méthode a l'électrolyt.

Pour les essais on a utilisé un électrode-outil en forme de disque, confectionné en fonte ou graphite. On a donné a l'électrode un nouvement de rotation. Avec une vitesse périphérique de 12, respectivement 20 m/s. L'électrolyt utilisé a été de deux types : P et A. Aprés les essais de tâtonnement, on a établi comme tension optimale de travail, la tension de 14 V.

Basant aux résultats obténus on constate la dépendance entre les caractéristiques du régim de travail, la qualité d'électrode, le type d'électrolyt, la vitesse du travail, l'intensité du courant et la rugosité de la surface, respectivement la volume du matériel prélevé en mm^3/min.

Il résulte, des essais effectués, un lisse superieure ($Ra=0{,}2$ μm) a l'utilisation d'un électrode de graphite avec l'électrolyt type A_1.

INSTALAȚII DE PREPARARE IN DEPOURI A COMBUSTIBILILOR INFERIORI INDIGENI PENTRU LOCOMOTIVE DIESEL

DE

I. ZAGANESCU, C. POPESCU

1. DATELE PROBLEMEI

1.1. Păcură de distilație primară rezultată din țițeiuri parafinoase (10 ... 14% conținut de parafină), ameliorată prin cocsificare întîrziată și reducerea gradului de vîscozitate [1].

1.2. Factorii de comandă ai arderii păcurii în locomotivele Diesel [1]:

— Gradul de vîscozitate

înainte de preparare:	10 ... 15 °E/50 °C,
după preparare:	1,8 ... 2 °E/100 °C

— Gradul de volatilitate
Păcură provenită de la un grad de distilare de 300 °C.
— Cifra cetanică garantată la 40 ... 50 CeN.
— Cifra de cocs

înainte de preparare:	10%
după preparare:	1%

— Conținut de cenușă

înainte de preparare:	0,1 ... 0,3%
după preparare:	0,05%.

— Conținut de sulf

înainte de preparare:	1 ... 2%
după preparare:	1%

— Grad de economicitate la utilizarea păcurii în locomotive: 13,70%.
— Randament total al locomotivei valoare minimă: 25%.

2. INSTALAȚIILE DE PREPARARE DIN DEPOURILE DE LOCOMOTIVE

Schema tehnologică de preparare cuprinde în flux continuu următoarele operațiuni:

— Decantarea sedimentelor în rezervoarele de depozitare, considerînd o preîncălzire la 50 ... 60 °C pentru descărcarea din vagoane cisterne și aducerea păcurii la condiții reologice convenabile ($V_c = \sim 3$ m/s) și o durată de sedimentare prin cădere naturală de 24 ore.

— Încălzire la 80 ... 90 °C pentru aducerea păcurii la condiții convenabile de separare a impurităților.

— Separarea prin centrifugare a impurităților mecanice (cenușă, asfalturi dure, asfalturi și rășini moi, praf etc.) și a conținutului de apă.

Separarea se efectuează în două trepte:

purificare pentru separarea particulelor pînă la 0,3 mm,

clarificare pentru separarea particulelor pînă la 0,1 mm.

— Spălarea păcurii cu apă pentru reducerea reziduurilor solubile în apă (conținut de Na) pînă la o concentrație de 10 mg/l și a micșora astfel atacul de coroziune chimică generat de interacțiunea sodiu-vanadiu.

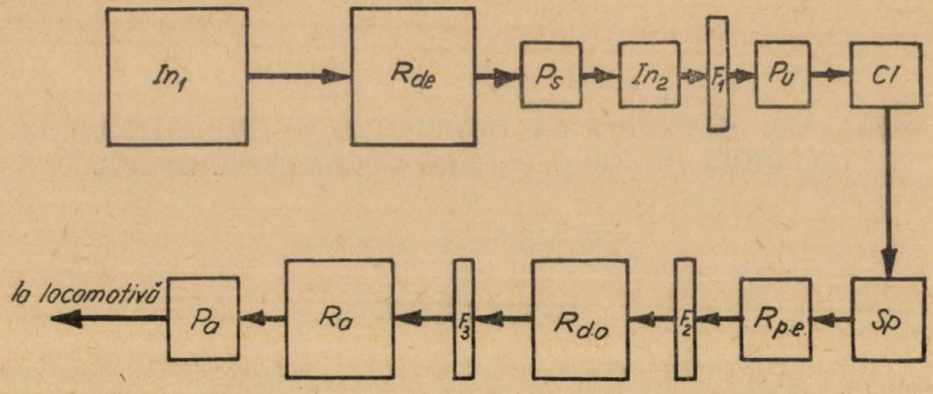


Fig. 1. Schemă-bloc a instalației de preparare a păcurii în depouri:

In_1 — instalația de încălzire a vagonului-cisternă; R_{de} — rezervor de depozitare și decantare; P_S — pompă de alimentare instalația de separare; In_2 — instalația de încălzire înainte de separare; F_1 — prefiltru; Pu — purificator; Pl — clarificator; Sp — spălarea păcurii; R_{pe} — ruptor de emulsie; F_2 — filtru brut; R_{do} — rezervor de alimentare; F_3 — filtru fin; R_a — rezervor de alimentare; P_a — pompă de alimentat locomotive.

— Ruperea emulsiei păcură-apă prin instituirea unei suprafețe de limită între cele două substanțe și separarea apei.

— Filtrare în trei trepte: înainte de separare, după ruperea emulsiei și înaintea depozitării în rezervorul de alimentare. Reținerea impurităților pînă la $\sim 10\,\mu$.

— Dozare de aditivi în rezervorul de amestec pentru reducerea cifrei de cocs, a acțiunii de coroziune și corectarea (eventuală) a cifrei cetanice.

Schema bloc a fluxului tehnologic din instalația de preparare staționară a păcurii este redată în figura 1.

Ca sistem de referință pentru schema fluxului tehnologic de preparare se consideră o încărcătură de păcură cu greutatea de $G_p = 20$ tone.

2.1. Sistemul de decantare

Decantarea păcurii are loc periodic pe întregul flux de preparare, acțiunea principală se petrece însă în rezervorul de depozitare, care este în legătură directă cu vagoanele cisternă din care se descarcă păcura.

2.1.1. *Viteza de sedimentare a particulelor:* Se determină din legea lui Stokes pentru mișcarea cu viteză mică a corpurilor solide în fluide, în două ipoteze:

$$d_s < 0{,}1 \text{ mm} \quad \text{și} \quad d_s = 0{,}1 \ldots 7 \text{ mm}$$

d_s fiind diametrul particulelor considerate, pentru simplificare, cu formă sferică [2].

Cazul 1: $d_s < 0{,}1$ mm.

$$v_s = \frac{1}{18} d_s^2 \frac{\gamma_s - \gamma_p}{\eta} = \frac{1}{18} \frac{1 \cdot 10^{-8} (2\,500 - 900)}{0{,}007} = 0{,}00012 \text{ m/s}.$$

În formula de calcul

d_s este diametrul mediu al unei particule de suspensie, d_s=0,1 mm în m,
γ_s — greutatea specifică a particulei (2 500 kg/m³), în kg/m³,
γ_p — greutatea specifică a păcurii (900 kg/m³), în kg/m³,
η — vîscozitatea dinamică a păcurii, în kgs/m².

Viteza de sedimentare de v_s=0,00012 m/s se obține la o temperatură de 50 °C a păcurii (10 °E). La o temperatură medie din rezervor de 25 °C vîscozitatea păcurii crește la ~ 180 cst (~23,69 °E) și viteza de sedimentare se reduce la ~ 0,00006 m/s.

Cazul 2: d_s=~7 mm.

Formula de calcul folosită:

$$v_s=\sqrt{\frac{4gd_s}{3K}\frac{\gamma_s-\gamma_p}{\gamma_p}}\ \text{m/s}.$$

La particulele de formă neregulată coeficientul de rezistență al păcurii se poate lua de K=2,4 și

$$v_s=2{,}33\sqrt{\frac{d_s(\gamma_s-\gamma_p)}{\gamma_p}}=2{,}33\sqrt{\frac{0{,}007\,(2\,500-900)}{900}}=\sim 0{,}075\ \text{m/s}$$

d_s fiind considerat 7 mm.

2.1.2. *Suprafața de decantare necesară.* Considerînd la încărcarea de păcură G_p=20 t un conținut procentual de particule în suspensie de 5%, conținutul de substanțe solide va fi

$$G_s=20\cdot 0{,}05=1\,000\ \text{kg}.$$

Raportul dintre substanțele lichide și solide în suspensie inițială: a=20 : 1.

Punînd condiția ca sedimentul să conțină 20% substanță solidă, ceea ce reprezintă o decantare de calitate a păcurii — raportul inițial de depuneri este: b=5 : 1.

Suprafața de decantare se deduce din relația

$$S_d=1{,}33\frac{G_s(a-b)}{3\,600\,v_s\gamma_p}\ \text{m}^2$$

de unde

— pentru v_s=0,00012 m/s

$$S_d=1{,}33\frac{1\,000\,(20-5)}{3\,600\cdot 0{,}00012\cdot 900}=51{,}4\ \text{m}^2$$

— pentru v_s=0,075 m/s

$$S_d=1{,}33\frac{1\,000\,(20-5)}{3\,600\cdot 0{,}075\cdot 900}=0{,}081\ \text{m}^2.$$

Utilizînd un rezervor de depozitare cu d=4 m, rezultă că pe o durată de 24 ore prin decantare naturală se vor depune particulele mai mari de 1 mm.

2.2. Sistemul de încălzire

Sistemul de încălzire a păcurii pentru preparare în scopul utilizării ei în locomotivele Diesel are două faze:

— Încălzire pentru golirea vagoanelor cisternă și depozitarea păcurii în rezervoare.
— Încălzire pentru accelerarea separării substanțelor solide din păcură.

2.2.1. *Încălzirea pentru depozitarea păcurii.* La descărcarea vagoanelor cisternă și depozitarea păcurii în rezervoare interesează doi parametrii principali în strînsă interacțiune:
— timpul de golire a vagoanelor cisternă pentru a susține un rulaj acceptabil.
— gradul de vîscozitate la depozitarea păcurii în rezervor, pentru a realiza condiții adecvate de decantare.

Instalația de încălzire a păcurii la descărcarea din cisterne.

Se realizează prin serpentine cu abur montate în vagoane. Incălzirea se face la 60 °C, temperatură la care sortul de păcură considerat (15 °E/50 °C) are o vîscozitate de ~12 °E și deci o fluiditate suficientă pentru condiții reologice acceptabile (~v=3 m/s).
Timpul de golire maxim al unei cisterne se fixează la 6...8 ore, în conducta de golire de 8"(~200 mm), temperatura inițială a păcurii fiind considerată la 10 °C. Evident aceste date sînt variabile în funcție de condițiile de microclimă.

Cantitatea de căldură necesară pentru încălzirea păcurii în cisternă.

Rezultă din relația

$$Q=Q_1+Q_2+Q_3 \quad \text{kcal}$$

în care:

Q_1 este căldura necesară pentru încălzirea propriu zisă a păcurii, în kcal,
Q_2 — căldura necesară fluidizării parafinii din păcura parafinoasă, în kcal,
Q_3 — pierderile de căldură prin schimbul cu exteriorul, în kcal.

Căldura pentru încălzirea propriu zisă Q_1

$Q_1=G_pC_p(\vartheta_1-\vartheta_2)=20\,000\cdot 0{,}47(60-10)=470\,000$ kcal căldura specifică a păcurii fiind $C_p=0{,}47$.

Căldura de fluidizarea parafinei Q_2

Se consideră un conținut de parafină de 10%, căldura de topire a ei fiind γ=35 kcal/kg.

$$Q_2=\frac{10}{100}G_p\cdot\gamma=\frac{1}{10}20\,000\cdot 35=70\,000 \text{ kcal.}$$

Pierderile de căldură în schimb cu exteriorul Q_3

$$Q_3=t\cdot k\cdot S_c\cdot\Delta\vartheta_m \text{ kcal}$$

în care:

t este durata de încălzire, în h,
k — coeficientul de transfer de căldură dintre cisternă și exterior, în kcal/m²h °C,
S_c — suprafața de răcire a cisternei, în m²,
$\Delta\vartheta_m$ — diferența medie dintre temperaturi în °C.

In cazul care se tratează

t=8 ore,
k=10...12 kcal/m²h °C după date experimentale [3].
S_c=50 m²

$$\Delta\vartheta_m=\frac{(\vartheta_2-\vartheta_1)-(\vartheta_1-\vartheta_{ext})}{2}=24\text{°C}$$

ϑ_2=60 °C fiind temperatura finală, ϑ_1=10 °C temperatura inițială a păcurii, iar ϑ_{ext}=~8... ...10 °C temperatura mediului extern.

Q_3=8 · 10 · 50 · 24=96 000 kcal.

Cantitatea totală de căldură pentru încălzirea păcurii în cisternă.

$$Q=Q_1+Q_2+Q_3=470\,000+70\,000+96\,000=636\,000 \text{ kcal.}$$

Cantitatea de abur necesară.

Se folosește abur saturat uscat cu presiunea de 10 kgf/cm² și $\vartheta_a=183{,}20$ °C.

$$D_a=\frac{636\,000}{663{,}9}=\sim 900 \text{ kg/h.}$$

Instalația de încălzire pentru separarea păcurii.

Indepărtarea impurităților din păcură se face cu atît mai repede cu cît ea este mai fluidă. Din aceste motive înainte de operația de separare prin centrifugare păcura se preîncălzește pentru reducerea vîscozității. Ca valoare optimă pentru temperatura de preîncălzire se consideră 85...90 °C, la care vîscozitatea scade apreciabil și apa folosită la centrifugare și spălare încă nu atinge temperatura de vaporizare.

Temperatura păcurii în rezervorul de depozitare se consideră că se menține la valoarea minimă de 25 °C. În acest scop rezervoarele trebuie izolate cu materiale al căror coeficient de conductivitate termică să aibă valoarea de $\lambda=0{,}03...0{,}06$ kcal/m h °C (vată de sticlă, talaș de lemn, plăci de turbă, etc. acoperite cu tablă zincată în exterior).

Instalația de încălzire a păcurii montată în aval de rezervorul de depozitare se compune dintr-un sistem de serpentine cu abur prin care trece toată cantitatea de păcură pompată. Pentru a nu fi antrenate de către pompă particulele sedimentate de substanțe solide se vor folosi în mod exclusiv sorburi de aspirație flotante.

Cantitatea de căldură necesară pentru preîncălzirea înainte de separare.

Rezultă din relația

$$Q=Q_1+Q_2+Q_3 \text{ kcal}$$

în care:

Q_1 este cantitatea de căldură pentru încălzirea propriu zisă a păcurii, în kcal,
Q_2 — căldura necesară pentru topirea parafinei întrucît se pornește de la temperatura de 25 °C care este sub temperatura ei de topire (54 °C), în kcal,
Q_3 — pierderile în schimb cu exteriorul în rezervorul de preîncălzire, în kcal.

Căldura pentru încălzirea propriu zisă Q_1

$$Q_1=G_pC_p(\vartheta_1-\vartheta_2)=20\,000\cdot 0{,}47(90-25)=611\,000 \text{ kcal.}$$

Căldura pentru topirea parafinei Q_2

$$Q_2=70\,000 \text{ kcal.}$$

Condițiile fiind identice cu cele de la încălzirea cisternelor.

Pierderile de căldură în rezervorul de încălzire prin schimb cu exteriorul Q_3.

Realizarea și menținerea temperaturii de 90 °C în rezervorul de preîncălzire depinde de condițiile de izolare termică și de microclimă.

$$Q_3=k\cdot S_r(\vartheta_{per}-\vartheta_{ext}) \text{ kcal.}$$

La un rezervor de încălzire de 25 m³ capacitate, având o suprafață de răcire de $S_r \cong 50$ m² și la o temperatură medie de microclimă de 15 °C rezolvarea ecuației depinde de cunoașterea coeficientului de schimb de căldură cu exteriorul k. Se poate lua cu destulă aproximație [4].

$$k=\alpha=0{,}64C_L\sqrt[4]{p^2(\vartheta_{per}-\vartheta_{ext})}=0{,}64\cdot 3{,}40\cdot\sqrt[4]{1^2\left(\frac{90+15}{2}-15\right)}\cong 5{,}25 \text{ kcal/m}^2\text{h°C}$$

și

$$Q_3=5{,}25\cdot 50\cdot(52{,}5-15)=9\,825 \text{ kcal.}$$

Folosind o izolație termică adecvată valoarea lui k scade pînă la $\sim 1{,}2\ldots 2$ kcal/m²h °C și deci și pierderile de căldură se reduc în aceeași proporție.

Cantitatea totală de căldură necesară

$$Q=Q_1+Q_2+Q_3=611\,000+70\,000+9\,825=700\,000 \text{ kcal.}$$

Suprafața de încălzire necesară

Ca mediu de încălzire se folosește abur saturat cu $p=10$ kgf/cm² și $\vartheta_a=183{,}20$ °C în schimbător de căldură cu serpentină.

Temperatura medie a păcurii în perioada de încălzire este:

$$\vartheta_{păc}=\frac{90+15}{2}=52{,}5\text{ °C}$$

Temperatura medie a peretelui serpentinei de încălzire

$$\vartheta_{per}=\frac{183{,}2+52{,}5}{2}=117{,}8\text{ °C}$$

Suprafața de încălzire a schimbătorului de căldură

$$S_i=\frac{Q}{k\cdot(\vartheta_a-\vartheta_{păc})\cdot i}\text{ m}^2$$

i fiind durata de încălzire.

Rezolvarea relației depinde și în acest caz de determinarea coeficientului de transfer de căldură k.

Valoarea lui k se determină în general experimental.

Pentru determinarea analitică a lui k se pot folosi două procedee:

— Determinarea lui k din relația obișnuită pentru transferul de căldură prin contact.

$$k=\frac{\pi}{\frac{1}{\alpha_1\cdot d_i}+\frac{1}{\alpha_2\cdot d_e}+\frac{1{,}15}{\alpha}\,lg\frac{d_e}{d_i}}\text{ kcal/m}^2\text{h °C.}$$

Coeficientul de transfer α_1 dintre curentul de abur care se condensează și peretele de țeavă de încălzire se poate lua după Schack [5].

$$\alpha_1=\frac{4\,460+17{,}7\,(\vartheta_{abur}+\vartheta_{perete})}{\sqrt[4]{d\,(\vartheta_{abur}-\vartheta_{perete})}}\text{ kcal/m}^2\text{h °C}$$

$$\alpha_1=\frac{4\,460+17{,}7\,(183{,}20+117{,}80)}{\sqrt[4]{0{,}02\,(183{,}20-117{,}80)}}\cong 9\,780\text{ kcal/m}^2\text{h °C.}$$

Valorile obținute experimental de Miheev [6] și Kirschbaum [7] pentru α_1 sînt cuprinse între 9 900 ... 10 700 kcal/m²h °C.

Pentru calcule se poate considera cu suficientă aproximație valoarea medie

$$\alpha_1 = 10\,000 \text{ kcal/m}^2\text{h °C}.$$

Coeficientul de transfer α_2 dintre țevile serpentinei cu abur și masa de păcură se determină cu relația lui Kraussold pentru păcură [8].

$$\alpha_2 = 145 \cdot w^{0,85} (1 + 0,014\, \vartheta_{perete}) \text{ kcal/m}^2\text{h °C}$$

în care:

w este viteza relativă a straturilor de păcură în m/s,

ϑ_{perete} — temperatura peretelui serpentinei, în °C.

Pentru o viteză de curgere $w = \sim 0,3$ m/s și o temperatură medie de perete $\vartheta_{perete} = 177,8$ °C.

$$\alpha_2 = 145 \cdot 0,3^{0,85} (1 + 0,014 \cdot 117,8) \cong 135 \text{ kcal/m}^2\text{h °C}.$$

Coeficientul de conductivitate termică în medie pentru țevi de oțel $\lambda = 40$ kcal/m h °C.

Coeficient total de transfer de căldură

$$k = \frac{1}{\frac{1}{10\,000} + \frac{1}{135} + \frac{1,15}{40} \cdot l_g \cdot \frac{0,025}{0,0022}} \text{ kcal/m}^2\text{h °C}.$$

Valoarea coeficientului de transfer va fi determinată de valoarea lui α_2 întrucît ultimul termen din numitor fiind foarte mic (0,00073) el poate fi neglijat și astfel

$$k = \frac{\alpha_1 \cdot \alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2} = \sim 130 \text{ kcal/m}^2\text{h °C}.$$

Determinarea lui k pe baza relației experimentale a lui Mc Adams în funcție de vîscozitatea păcurii [9].

$$k = 1,57 \sqrt{\frac{\vartheta_{perete} - \vartheta_{păcură}}{\nu \cdot d}} \text{ kcal/m}^2\text{h °C}$$

în care:

ν este vîscozitatea cinematică a păcurii la temperatura medie de încălzire (90 °C) în m²/s,

d — diametrul exterior al serpentinei, în m.

Pentru o păcură cu 15 °E/50 °C ($\nu = 120$ cSt) rezultă $k = \sim 130 \ldots 140$ kcal/m²h °C.

Valorile obținute pentru k prin cele două procedee de calcul sînt aproape egale.

Suprafața de încălzire necesară va fi deci pentru un regim de încălzire de 1 oră,

$$S_i = \frac{Q}{k (\vartheta_{abur} - \vartheta_{păcură})\, i} = \frac{700\,000}{130\,(183,2 - 52,5)\,1} = \sim 41 \text{ m}^2.$$

Mărimea suprafeței de încălzire necesară este determinată de durata de încălzire fixată inițial. Ea se reduce considerabil prin condiții satisfăcătoare de izolare termică a rezervorului ($k_{ext} = \sim 1,2 \ldots 2$ kcal/m²h °C).

Luînd un regim de încălzire de $i = 4$ ore suprafața de încălzire necesară în rezervorul de preîncălzire înainte de separare va fi

$$S_i = \sim 8,6 \text{ m}^2.$$

Cantitatea de abur necesară pentru preîncălzirea păcurii.

Folosind abur saturat cu $p=10$ kgf/cm² cantitatea de abur necesară pe un interval de încălzire de $i=1$ oră este

$$D=\frac{700\,000}{663{,}9}=\sim 1\,050 \text{ kg/h}.$$

2.3. Gradul de vîscozitate al păcurii

Luînd ca bază valoarea maximă de vîscozitate de 15 °E/50 °C admisă pentru păcură, prin preîncălzire la 90 °C se obține după

— diagrama ASTM [10]

2,0 °E la 90 °C,

— formula de transformare a lui Herschel [11]

$$\nu=\nu_0\left[\frac{\nu_0+17{,}78}{\nu+17{,}78}\right]^k=120\left[\frac{50+17{,}78}{90+17{,}78}\right]^3=23 \text{ cSt}.$$

adică

2,9 °E la 90 °C.

Gradul de vîscozitate realizat este prea mare pentru o pulverizare adecvată și ca urmare trebuie aplicată una din soluții:

— folosirea de păcură cu vîscozitate maximă admisă de 10 °E/50 °C,

— ridicarea gradului de încălzire la 100 °C ceea ce nu se recomandă întrucît se atinge temperatura de vaporizare a apei din păcură, se produc fenomene de spumare și se antrenează vapori de apă în păcura tratată.

O încălzire prea ridicată a păcurii provoacă depuneri de cruste pe pereții țevilor de serpentină care înrăutățește sensibil transferul de căldură și mărește consumul de abur și durata de încălzire.

Prezența de vapori de apă în combustibil sub formă de sufluri provoacă dereglări în regimurile de funcționare a pompelor de combustibil și de injecție [10], [12],]13].

2.4. Sistemul de separare a impurităților din păcură

Sistemul de separare cuprinde două faze distincte bazate pe principii de funcționare diferite:

— separarea dinamică — centrifugare,

— separarea prin ecran selectiv — filtrare.

2.4.1. *Separarea dinamică.* Separarea dinamică a particulelor solide din păcură se realizează prin centrifugare, adică depunerea substanțelor solide prin acțiunea forței centrifuge provocată de rotația unui tambur.

Considerînd o particulă de formă aproximativ sferică de rază r și avînd o masă specifică m antrenată cu turația n rot/min pe o traiectorie de rază R, ea este supusă la o forță centrifugă

$$F_c=\frac{4}{3}\cdot\pi r^2 m\,\frac{4\pi^2 n^2}{3\,600}R.$$

Rezistența pe care o opune lichidul vîscos la deplasarea particulei solide de rază r va fi după legea lui Stokes

$$F_r=6\pi\cdot r\eta\cdot v$$

η fiind vîscozitatea dinamică și v viteza de deplasare în lichid a particulei solide.

Echilibrul dintre cele două forțe F_c și F_r determină viteza de deplasare a particulei. Deci din $F_c = F_r$ rezultă

$$v = \frac{dR}{dt} = \frac{\pi^2 \cdot r^2 n}{4050\,\eta} \cdot m \cdot R.$$

Timpul necesar ca o particulă pornind de la R_1 (intrată în separator) să ajungă la R_2 (ieșirea din separator) va fi

$$t = \frac{4050}{\pi \cdot r^2 \cdot n^2} \cdot \frac{1}{m} l_g \frac{R_2}{R_1}.$$

Pentru o centrifugă de dimensiuni date timpul de separare a particulelor este direct proporțional cu vîscozitatea lichidului de tratat și invers proporțional cu masa particulelor de eliminat. De aici rezultă necesitatea reducerii vîscozității păcurii înainte de introducerea ei în separator (preîncălzirea) și rezervarea operației de centrifugare pentru eliminarea particulelor cu greutate mai mare (m mare). În acest scop se recomandă folosirea unui sistem de separare în tandem prin două centrifuge conectate în serie. În prima numită purificator și care lucrează cu adaus de apă se separă particule între 1 ... 0,3 mm, iar în a doua numită clarificator se separă particulele între 0,3 ... 0,1 mm.

Mărimea separatoarelor centrifuge.

Rezultă din cantitatea de păcură supusă la operația de separare pe timp de 1 oră.

Volumul util al tamburului de centrifugare.

$$V_u = \frac{G_p t}{60\,\gamma_p}\ \text{m}^3$$

în care:

G_p este greutatea păcurii de tratat introdusă pe oră în separator, în kg;
t — durata separării prin centrifugare a unei încărcături, în min;
γ_p — greutatea specifică a păcurii în kg/m³.

Se consideră:

$$G_p = 1\,000\ \text{kg};\quad t = 20\ \text{min};\quad \gamma_p = 900\ \text{kg/m}^3$$

și deci

$$V_u = \frac{1\,000 \cdot 20}{60 \cdot 900} \cong 0{,}3\ \text{m}^3$$

Volumul efectiv al tamburului se alege astfel încît o încărcătură utilă V_u să fie aproximativ egală cu jumătate din acest volum, deoarece la începerea centrifugării tamburul poate fi considerat gol și pe măsură ce el se rotește volumul disponibil scade datorită depunerilor de particule solide pe pereți.

Între raza tamburului gol R și raza r (rezultată după depunerea particulelor pe pereți) trebuie să existe aproximativ relația:

$$r = (0{,}70 \ldots 0{,}80)R$$

Turația centrifugelor va fi de ordinul $n = 7\,000 \ldots 8\,000$ rot/min spre a obține valori adecvate pentru forța centrifugă. O turație mult sub 7 000 rot/min produce o forță centrifugă care nu poate învinge rezistența la deplasare a particulelor și efectul de separare se reduce aproape la zero. Turațiile mari, peste 8 000 rot/min provoacă eforturi unitare prea mari care măresc exagerat dimensiunile aparatului.

Puterea necesară pentru antrenarea fiecărei centrifuge: 10... 12 CP.

Pentru cele două centrifuge din sistemul de separare dinamică se propune sistemul „Gravitrol" care lucrează concomitent cu spălarea păcurii menținînd suprafața de separare păcură-apă la stare limită indiferent de conținutul de apă și fără a se forma emulsii.

Prin spălarea cu apă se elimină conținutul de sodiu din păcură, extrem de periculos prin provocarea de acțiuni corosive datorită combinațiilor sodiu-vanadiu în stare de fuziune. Reducerea conținutului de sodiu din păcură trebuie să ajungă cel puțin la 10 mg/l. În caz contrar este necesar să se meargă la a doua spălare.

O condiție esențială de bună funcționare a celor două separatoare centrifugale conectate în serie este stabilirea unui regim de reglare adecvat în funcție de raportul dintre cantitățile de substanțe solide eliminate de ele. În general se consideră că în clarificator cantitatea de substanțe eliminate să reprezinte 30% din cea separată de purificator [10], [13], [14], [15], [16], [17], [18], [19].

2.4.2. *Separare prin filtrare.* Filtrarea păcurii reprezintă o separare a impurităților prin trecerea ei printr-un ecran selectiv și constituie grupul de operații finale în fluxul de preparare înainte de alimentarea locomotivelor.

Teoria filtrării se bazează pe trecerea de particule solide fine de formă neregulată prin straturi poroase permeabile unde ele sînt reținute. Trecerea prin filtru primește, dacă gradientul de presiune care activează asupra lichidului are o valoare mică, un caracter de curgere laminară putîndu-se aplica relația lui Poiseuille.

În aceste condiții relația generală a filtrării este exprimată prin:

$$\frac{Q}{S_f t_f} = \frac{\Delta p}{\frac{8\eta}{\pi \cdot r^4 z}\beta_1 l_1 + \frac{8\eta}{\pi r^4 z}\beta_2 l_2} = \frac{\Delta p}{R_f + R_s} \text{ m}^3/\text{m}^2\,\text{s}$$

în care:

Δp este gradientul de presiune pe stratul filtrant în kgf/m²;
r — raza secțiunii canalelor capilare, în m;
l_1 — lungimea capilarelor de filtrare, în m;
l_2 — lungimea stratului suplimentar de filtru, în m;
η — vîscozitatea dinamică a păcurii, în kgs/m²;
S_f — suprafața de filtrare, în m²;
t_f — timpul de curgere (filtrare), în s;
z — numărul de capilare pe 1 m²;
β_1 și β_2 — coeficienții de proporționalitate ai filtrării.

Viteza de filtrare V_f, adică volumul de lichid Q care trece pe unitatea de suprafață în timp de o secundă este direct proporțională cu presiunea de filtrare (gradientul de presiune) și invers proporțională cu rezistența filtrului R_f și rezistența stratului de filtrare suplimentar R_s. De obicei rezistența filtrului este foarte mică în raport cu rezistența stratului suplimentar, care crește continuu în timpul filtrării și se poate neglija. În aces caz

$$V_f = \frac{Q}{S_f t_f} = \frac{\Delta p}{R_s}.$$

Presiunea de filtrare p rămîne constantă numai în cazul unor straturi de filtrare extrem de compresibile ceea ce intervine foarte rar. În general trebuie a se conta pe variația presiunii ceea ce modifică viteza de filtrare.

Vîscozitatea lichidului are un rol important în determinarea rezistenței filtrului și deci a vitezei de filtrare, ca urmare devine necesară reducerea ei, în amonte de filtru.

Determinarea sistemului de filtre.

Sistemul de filtrare în prepararea păcurii în depou este constituit din trei faze:
— prefiltrare înainte de separare prin centrifugare;
— filtrare brută între raportul de emulsie și rezervorul de dozare;
— filtrare fină între rezervoarele de dozare și de alimentare.

Materialele folosite ca strat de filtrare trebuie să se acordeze cu păcura pentru a reține în timp rapid substanțele care trebuie eliminate. În același timp trebuie să existe posibilitatea de evacuare rapidă din filtre a particulelor reținute fără demontarea lor.

Suprafețele de filtrare.

Pe baza considerentelor teoretice stabilite, se utilizează ca formulă de calcul relația practică

$$S_f = 0{,}001 \cdot \frac{Q}{\alpha (p_1 - p_2)} \nu \text{ cm}^2$$

în care:

Q este debitul păcurii în filtru, în litri/min;
ν — vîscozitatea cinematică a păcurii, în cSt;
$p_1 - p_2$ — căderea de presiune în filtru, în kgf/cm²;
α — capacitatea de penetrare specifică a filtrului, în litri/cm².

Prefiltru de avanseparare.

Se utilizează filtru cu fante. Deschiderea fantelor între 0,08 ... 0,1 mm. Servește la reținerea impurităților cu dimensiuni pînă la 0,1 mm rămase în masa de păcură după decantare.

Suprafața de filtrare necesară.

Se consideră un debit orar de filtrare de 1 000 kg, adică 1,1 m³ păcură cu $\gamma_p = 900$ kg/m³.
— Vîscozitatea cinematică a păcurii $\nu_{60} \cong 75$ Cst.
— Capacitatea de penetrare specifică.
— Pentru filtrele cu fante $\alpha = 0{,}08$ l/cm².
— Căderea de presiune maximă $\Delta p = 0{,}7$ kgf/cm²

$$S_f = 0{,}01 \frac{183{,}4}{0{,}08 \cdot 0{,}7} 75 = 0{,}23 \text{ m}^2$$

Capacitatea orară de filtrare corespunde la capacitatea de separare a celor două centrifuge de separare (purificator și clarificator) în amonte de care este conectat prefiltrul de avanseparare.

Filtru brut.

Servește la reținerea impurităților rămase în masa de păcură după dubla centrifugare. Separă particulele cu dimensiuni între 0,04 ... 0,08 mm.

Se utilizează filtre din material ceramic sau din metal sinterizat cu pori uniformi sau cu pori neomogeni cu diametre căzătoare spre ieșirea filtrului.

Suprafața de filtrare necesară.

— Debit orar de filtrare: 1 000 kg păcură.
— Vîscozitatea cinematică a păcurii: $\nu_{90} = 15$ cSt.
— Capacitatea de penetrare specifică: $\alpha = 0{,}05$ l/cm².
— Căderea de presiune maximă: $\Delta p = 0{,}5$ kgf/cm².

$$S_f = 0{,}01 \frac{183{,}4}{0{,}05 \cdot 0{,}5} 15 = 0{,}104 \text{ m}^2.$$

In funcție de capacitatea de filtrare cerută se poate monta în circuitul de preparare a păcurii o baterie de filtre.

Filtru fin (microfiltru).

Servește la reținerea impurităților după trecerea fluxului de păcură prin rezervorul de dozare cu aditivi. Separă particule de ordinul de mărime pînă la 0,001 mm și reține picăturile de apă și de acizi.

Materialul de filtrare este format din cartușe de hîrtie impregnată sau din pîslă sub formă de tuburi.

In filtru trebuie prevăzută necondiționat o supapă de suprapresiune, care elimină formarea de căderi de presiune mari ($\Delta p > 0{,}5$ kgf/cm^2), cînd porii filtrului se acoperă de impurități.

Suprafața de filtrare necesară.

— Debit orar de filtrare : 1 000 kg păcură.
— Vîscozitatea cinematică a păcurii : $\nu_{50}=15$ cSt.
— Capacitatea de penetrare specifică : $\alpha=0{,}009$ l/cm^2.
— Căderea de presiune maximă : $\Delta p=0{,}3$ kgf/cm^2.

$$S_f=0{,}01\,\frac{183{,}4}{0{,}009\cdot 0{,}2}\cdot 15=\sim 1\ \text{m}^2.$$

In funcție de capacitatea de filtrare cerută, se montează un grup de microfiltre conectate în montaje diferite [11], [13], [14], [15], [16], [17], [18], [19], [20], [21].

2.5. Sistemul de dozare

Sistemul de dozare cu aditivi constituie faza cea mai complicată din fluxul de preparare a păcurii, întrucît el nu poate fi determinat decît experimental, în funcție de sortul de combustibil livrat.

Operațiunile de încălzire și de separare nu rezolvă decît parțial problema ameliorării cifrei cetanice, a cifrei de cocs și a conținutului de sulf.

Cifra cetanică la păcurile parafinoase are valori peste 40, ca urmare ea nu necesită ameliorări, decît în cazul în care trebuie micșorată mult întîrzierea la aprindere.

Aditivii care se folosesc au un caracter accelerator și în general sînt formați din compuși ai azotului (nitroderivați, nitrați, nitriți) sau din peroxizi. Se obține o creștere a cifrei cetanice de 10...20%.

Cifra de cocs în general se modifică puțin prin operațiile de încălzire, de centrifugare și filtrare. Aducerea cifrei de cocs la valoarea prescrisă de 1% trebuie făcută aproape exclusiv prin dozare de aditivi pe bază de compuși de bariu, calciu și fosfor.

Conținutul de sulf. La păcurile indigene conținutul de sulf ($S < 1\%$) nu ridică probleme speciale de utilizare de aditivi [10], [12], [13], [14], [16], [20], [21].

BIBLIOGRAFIE

1. Zăgănescu I. și Popescu C., Alegerea sorturilor de combustibil inferior indigen pentru locomotive Diesel. Buletinul I.P.T. 1965.
2. Badger W., Elements of Chemical Engineering. London M. Graw Bock Company, 1936.
3. Aixinger I., Salusinszky L., *Ásványolajtermékek tárolása és szállitása.* Budapest, Müszaki Kiadó. 1955.
4. „Hütte", Vol. I, Ed. 28, Berlin, Ernst W., 1956.
5. Schack A., Der industrielle Wärmeübergang, 5. Auflage. Düsseldorf, Stahleisen, 1957.
6. Miheev M. A., *Osnovî teploperedacii.* Moskva. Ener. Izdatelstvo, 1950.
7. Kirschbaum E., Neues über den Wärmeaustausch. Chem. Ing. Tehn., 1951, p. 361.

8. Kraussold H., Die Wärmeübertragung bei zähen Flüssigkeiten. V.D.I. Forschungsheft 351, Berlin, 1941.
9. Mc. Adams W., Heat transfer Ind. and Eng. Chem., 1922, p. 13.
10. Sass F., *Dieselmaschinen II* — Berlin, Springer J., 1957.
11. Tarjan F., Lajtai I., *Szerszámgépek hidraulikus vezérlései*, Budapest, Műszaki Kiadó, 1957.
12. Durier Y., Caracteristiques des combustibles et leur influence sur le fonctionnement des moteurs. Paris, Institut Francais du Petrole, 1958.
13. Waas H., Achard H., Schwerölversuche mit einem raschlaufenden Maybachdieselmotor, M.T.Z. 1960, nr. 11.
14. Apostolescu N., Dănescu A., Grumwald B., Instalații de preparare a combustibililor grei. Revista Transporturilor, 1960, nr. 11.
15. Stambuleanu A., Arderea păcurii în motoarele Diesel. Revista C.F.R., 1938, nr. 7, 8.
16. Brun R., La filtration et les engins moteurs de transport terestre. Journal de la S.I.A. 1965, nr. 11.
17. Hess F., Hoffmeyer G., Entwicklung der Aufbereitung von Rückstandsölen bis zum Gravitrolsystem M.T.Z. 1960, nr. 11.
18. Bosch, *Kraftfahrtechnisches Taschenbuch*, Stuttgart, VDI.-Verlag, 1961.
19. * * * Boiler Fuels im Medium Speed Engines. Oil Engine and Gas Turbine 1964, nr. 3.
20. Pischinger A., Pischinger F., *Gemischbildung und Verbrennung im Dieselmotor*. Wien, Springer J., 1957.
21. Philippovich A., *Grundlagen der Verwendung von Erdöl*. Wien, Springer J., 1960.

УСТАНОВКИ ДЛЯ ПРИГОТОВЛЕНИЯ В ДЕЛО МЕСТНЫХ ТОПЛИВ НИЗШЕГО СОРТА ДЛЯ ТЕПЛОВОЗОВ

(РЕЗЮМЕ)

Обеспечение сравнительных параметров для использования местных топлив низшего сорта в тепловозах требует их приготовления, согласно установленным характеристикам для факторов качества.

Приготовление топлив в депо состоит из семи операций.

На основании установленного технологического потока приготовления, определяются главные конструктивные и рабочие данные установок.

MINDERWERTIGE INLÄNDISCHE BRENNSTOFF-AUFBEREITUNGS-ANLAGEN IN LOKOMOTIV-BETRIEBSWERKEN FÜR DIESELLOKOMOTIVEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Im Aufsatz wird die Verwicklung der Bezugsparameter zur Verwendung der minderwertigen inländischen Brennstoffe in Diesellokomotiven und die Notwendigkeit ihrer Aufbereitung in Lokomotivbetriebswerken in Übereinstimmung mit der für die Steuerfaktoren festgelegten Kennwerten dargelegt.

Die Brennstoffaufbereitung in den Lokomotivbetriebswerken einschliesst sieben Verfahren.

Auf Grund des festgesetzten Verfahrenstechnologieflusses erfolgt die Bestimmung der Bau- und Betriebs-Hauptdaten der Anlagen.

STUDIUL FUNCȚIONĂRII LA MERSUL IN GOL ASINCRON AL MOTORULUI SINCRON CU AJUTORUL UNUI CALCULATOR CIFRIC

DE

V. HEȘCA

In stadiul actual de dezvoltare al tehnicii și cercetării științifice s-a ajuns la posibilitatea studierii mai profunde a tuturor fenomenelor ce au loc în timpul funcționării mașinilor electrice. Aprofundarea cercetărilor este posibilă datorită noilor metode și mijloace matematice și experimentale create. In munca de investigație modernă de mare utilitate sînt calculatoarele electronice analogice și cifrice capabile să scurteze foarte mult timpul necesar pentru rezolvarea unor probleme matematice complicate.

Pe de altă parte reprezentarea mașinilor, prin scheme echivalente [1], permite analizarea mai completă a influenței tuturor mărimilor care caracterizează o mașină electrică.

Astfel, în lucrarea [2] se studiază, pe bază de model analogic, fenomenele ce au loc în timpul funcționării mașinii sincrone în regim asincron.

Autorul prezentei lucrări și-a propus rezolvarea aceleiași probleme cu ajutorul calculatorului electronic MECIPT-1 din Timișoara. Studiul are la bază schema echivalentă adoptată în lucrarea [2], reprezentată în fig. 1.

Semnificația indicilor din schemă este următoarea:

a — indicile componentei de succesiune directă a curentului statoric;

a' — indicile componentei de succesiune inversă a curentului statoric;

e — indice pentru mărimile din circuitul de excitație;

d și q — indici pentru mărimile din circuitele de amortizare după axele longtiudinală și transversală;

rd, rq — indici pentru reacția longitudinală și transversală a indusului;

σ — indice de dispersie.

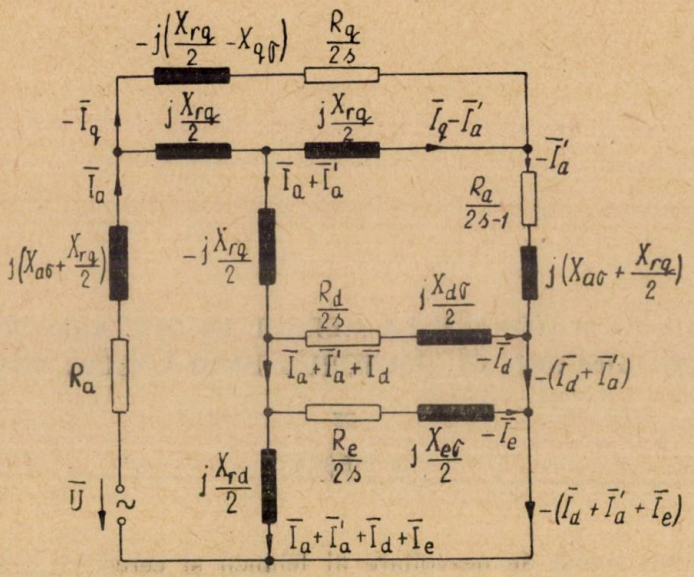


Fig. 1.

Prin aplicarea legii II a lui Kirchhoff la diferite circuite din schemă se ajunge la următorul sistem de ecuații algebrice liniare cu coeficienți complecși :

$$\left.\begin{aligned}
&\left(\bar{Z}_a+j\frac{X_{rd}+X_{rq}}{2}\right)\bar{I}_a+j\frac{X_{rd}-X_{rq}}{2}\bar{I}'_a e^{j2\theta}+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_d e^{j\theta}+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_e e^{j\theta}+\\
&\qquad+j\frac{X_{rq}}{2}\bar{I}_q e^{j\theta}=\bar{U}\\
&j\frac{X_{rd}-X_{rq}}{2}\bar{I}_a+\left(\bar{Z}'_a+j\frac{X_{rd}+X_{rq}}{2}\right)\bar{I}'_a e^{j2\theta}+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_d e^{j\theta}+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_e e^{j\theta}-\\
&\qquad-j\frac{X_{rq}}{2}\bar{I}_q e^{j\theta}=0\\
&j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_a+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}'_a e^{j2\theta}+\left(\frac{\bar{Z}_d}{2}+j\frac{X_{rd}}{2}\right)\bar{I}_d e^{j\theta}+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_e e^{j\theta}=0\\
&j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_a+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}'_a e^{j2\theta}+j\frac{X_{rd}}{2}\bar{I}_d e^{j\theta}+\left(\frac{\bar{Z}_e}{2}+j\frac{X_{rd}}{2}\right)\bar{I}_e e^{j\theta}=0\\
&j\frac{X_{rq}}{2}\bar{I}_a-j\frac{X_{rq}}{2}\bar{I}'_a e^{j2\theta}+\left(\frac{\bar{Z}_q}{2}+j\frac{X_{rq}}{2}\right)\bar{I}_q e^{j\theta}=0
\end{aligned}\right\}\quad(1)$$

în care :

$$\bar{Z}_a = R_a + jX_{a\sigma} \qquad \frac{\bar{Z}_e}{2} = \frac{R_e}{2s} + j\frac{X_{e\sigma}}{2}$$

$$\bar{Z}'_a = \frac{R_a}{2s-1} + jX_{a\sigma} \qquad \frac{\bar{Z}_q}{2} = \frac{R_q}{2s} + jX_{q\sigma}$$

$$\frac{\bar{Z}_d}{2} = \frac{R_d}{2s} + j\frac{X_{d\sigma}}{2} \qquad \theta \text{ — unghiul de sarcină.}$$

Ecuațiile obținute evidențiază mersul în asincron al motorului sincron.

Spre exemplificare concretă s-a propus modelarea unui motor sincron cu următoarele date :

$$U_N = 34{,}7\ \text{V} \ ; \qquad I_N = 3{,}47\ \text{A}$$

$$R_a = 0{,}287\ \Omega \ ; \qquad X_{a\sigma} = 0{,}225\ \Omega \ ; \qquad X_{rd} = 3{,}83\ \Omega$$

$$R_d = 0{,}280\ \Omega \ ; \qquad X_{d\sigma} = 0{,}486\ \Omega \ ; \qquad X \ = 2{,}67\ \Omega$$

$$R_q = 0{,}684\ \Omega \ ; \qquad X_{q\sigma} = 0{,}522\ \Omega \ ; \qquad \Omega_1 = 100\pi\ \text{rad/s}$$

$$R_e = \infty \ ; \qquad X_e = \infty \ ; \qquad X_N = \frac{U_N}{I_N} = 10\ \Omega.$$

Inlocuind aceste valori în sistemul de ecuații (1), rezultă :

$$\left.\begin{aligned}
&(0{,}287 + j3{,}475)\,\bar{I}_a + j0{,}58\bar{I}'_a e^{j2\theta} + j1{,}915\bar{I}_d e^{j\theta} + j1{,}915\bar{I}_e e^{j\theta} + j1{,}335\,\bar{I}_q e^{j\theta} = 34{,}7\\
&j0{,}58\bar{I}_a + \left(\frac{0{,}287}{2s-1} + j3{,}475\right)\bar{I}'_a e^{j2\theta} + j1{,}915\bar{I}_d e^{j\theta} + j1{,}915\bar{I}_e e^{j\theta} - j1{,}335\bar{I}_q e^{j\theta} = 0\\
&j1{,}915\bar{I}_a + j1{,}915\bar{I}'_a e^{j2\theta} + \left(\frac{0{,}280}{2s} + j2{,}158\right)\bar{I}_d e^{j\theta} + j1{,}915\bar{I}_e e^{j\theta} = 0\\
&j1{,}915\bar{I}_a + j1{,}915\bar{I}'_a e^{j2\theta} + j1{,}915\bar{I}_d e^{j\theta} + \left[\frac{\infty}{2s} + j(1{,}915 + \infty)\right]\bar{I}_e e^{j\theta} = 0\\
&j1{,}335\bar{I}_a - j1{,}335\bar{I}'_a e^{j2\theta} + \left(\frac{0{,}684}{2s} + j1{,}857\right)\bar{I}_q e^{j\theta} = 0
\end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Pentru rezolvarea matematică a sistemului de ecuații (2), cu ajutorul calculatorului, se notează :

$$\bar{I}_a = x_1 + jx_2 \qquad \bar{I}_e = x_7 + jx_8$$
$$\bar{I}'_a = x_3 + jx_4 \qquad \bar{I}_q = x_9 + jx_{10}$$
$$\bar{I}_d = x_5 + jx_6$$

Considerînd totodată cazul $\theta = 0$, adică mersul în gol al motorului sincron în regimul asincron, se obține sistemul de ecuații (3). De menționat este faptul că, în general, se poate atribui orice valoare pentru θ cuprinsă între 0° și 180°, corespunzător încărcării motorului sincron. În cadrul lucrării s-a luat cazul cel mai simplu.

$$0{,}287x_1 - 3{,}475x_2 + 0 - 0{,}58x_4 + 0 - 1{,}915x_6 + 0 - 1{,}915x_8 + 0 - 1{,}335x_{10} - 34{,}7 = 0$$

$$3{,}475x_1 + 0{,}287x_2 + 0{,}58x_3 + 0 + 1{,}915x_5 + 0 + 1{,}915x_7 + 0 + 1{,}335x_9 + 0 + 0 = 0$$

$$0 - 0{,}58x_2 + \frac{0{,}287}{2s-1}x_3 - 3{,}475x_4 + 0 - 1{,}915x_6 + 0 - 1{,}915x_8 + 0 + 1{,}335x_{10} + 0 = 0$$

$$0{,}58x_1 + 0 + 3{,}475x_3 + \frac{0{,}287}{2s-1}x_4 + 1{,}915x_5 + 0 + 1{,}915x_7 + 0 - 1{,}335x_9 + 0 + 0 = 0$$

$$0 - 1{,}915x_2 + 0 - 1{,}915x_4 + \frac{0{,}28}{2s}x_5 - 2{,}158x_6 + 0 - 1{,}915x_8 + 0 + 0 + 0 = 0$$

$$1{,}915x_1 + 0 + 1{,}915x_3 + 0 + 2{,}158x_5 + \frac{0{,}28}{2s}x_6 + 1{,}915x_7 + 0 + 0 + 0 + 0 = 0$$

$$0 + x_2 + 0 + x_4 + 0 + x_6 + 0 + 0 + 0 + 0 + 0 = 0$$

$$x_1 + 0 + x_3 + 0 + x_5 + 0 + 0 + 0 + 0 + 0 + 0 = 0$$

$$0 - 1{,}335x_2 + 0 + 1{,}335x_4 + 0 + 0 + 0 + 0 + \frac{0{,}684}{2s}x_9 - 1{,}857x_{10} + 0 = 0$$

$$1{,}335x_1 + 0 - 1{,}335x_3 + 0 + 0 + 0 + 0 + 0 + 1{,}857x_9 + \frac{0{,}684}{2s}x_{10} + 0 = 0$$

Sistemul de ecuații (3) se rezolvă pentru diversele valori, cuprinse între 0 și 1, atribuite alunecării s, corespunzător regimului de motor al mașinii sincrone. Astfel se obțin, prin puncte, curbele de variație ale curenților în funcție de alunecarea s, reprezentate în fig. 2.

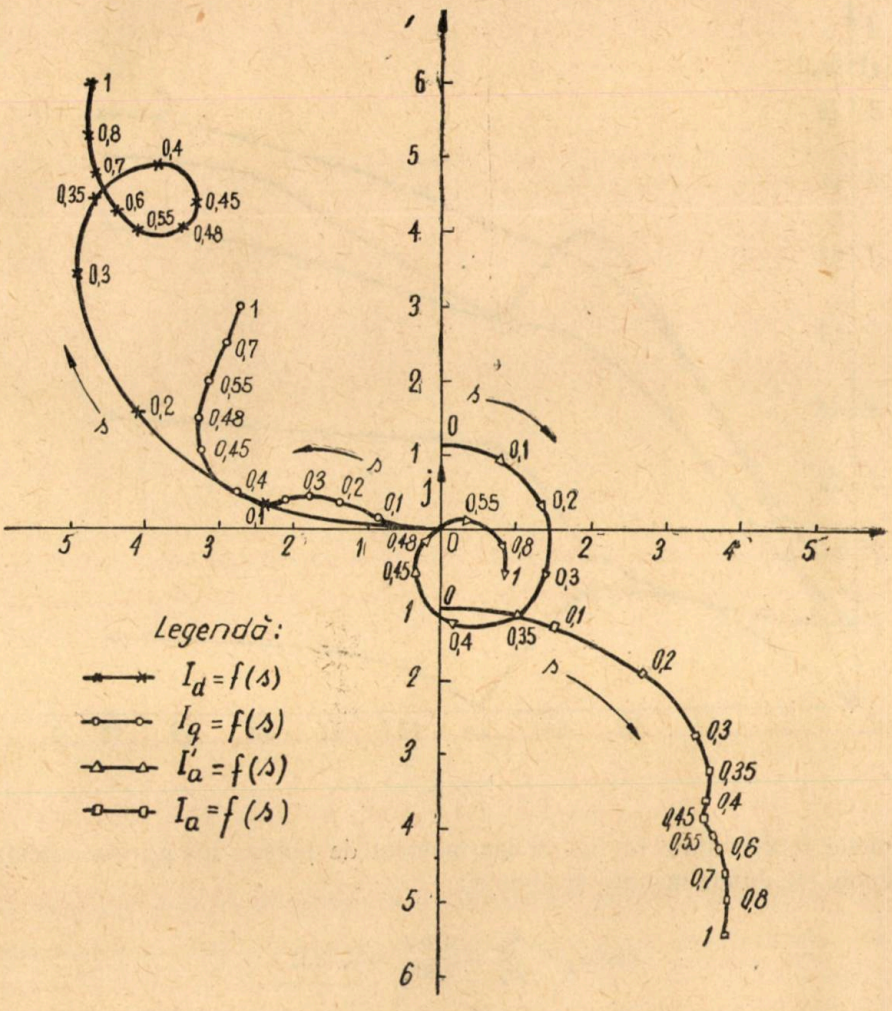


Fig. 2.

Cu ajutorul acestor curbe s-au reprezentat în fig. 3 caracteristicile de variație ale curenților în funcție de alunecare.

Caracteristica $C=f(s)$ din această figură a fost obținută [2] în baza relației :

$$C=\left(UI_a\cos\varphi_a-R_aI_a^2+\frac{R_a}{2s-1}I_a'^2\right)\frac{3}{\Omega_1}\ [\mathrm{Nm}]$$

în care valorile curenților pentru diverse alunecări au fost luate din carac-

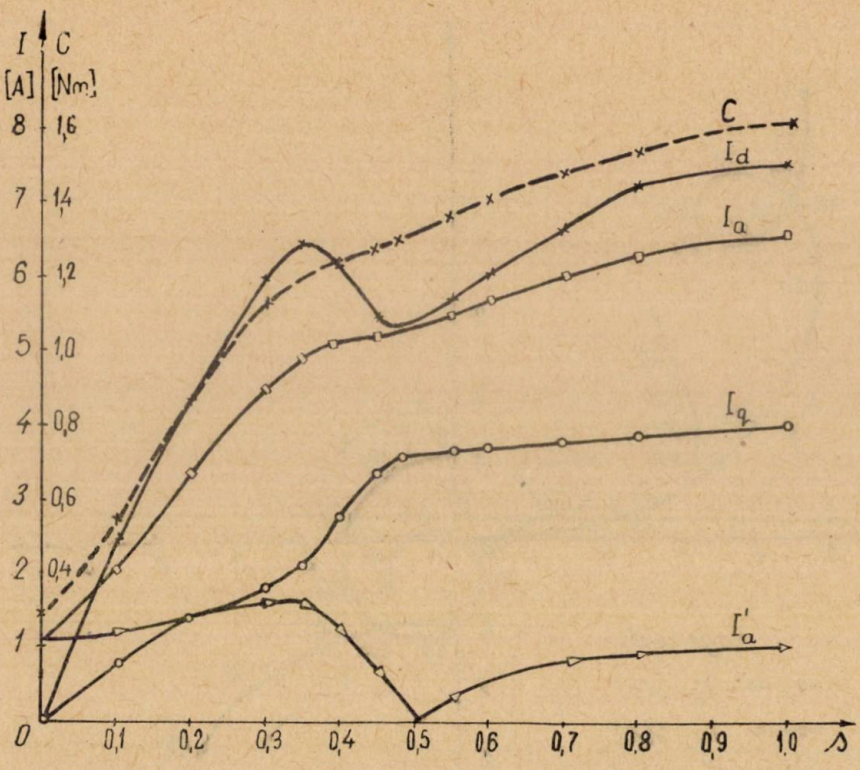


Fig. 3.

teristicile reprezentate în fig. 3, iar factorul de putere $\cos \varphi_a$ s-a calculat în funcție de datele mașinii și anume :

$$\cos \varphi_a = \frac{R_a}{Z_a} = \frac{0{,}287}{0{,}364} = 0{,}788.$$

În baza curbelor din fig. 2 se constată că rezultatele obținute în cadrul lucrării, cu ajutorul unui calculator electronic cifric, confirmă întru totul rezultatele găsite în lucrările [2], [3] prin modelarea analogică a mașinii sincrone.

BIBLIOGRAFIE

1. Ku Y. H., Shen D. W. C., Transactions of the AIEE. Part. III. Power Apparatus. Pensilvania, SUA, 1957, 12 (76), p. 729.
2. Čemus J., Hamata V., Express-informația. Moscova, URSS, 1959, 44 (259), p. 1.
3. Čemus J., Hamata V., Elecktrotechnichý Obzor. Praga, Cehoslovacia, 1959, 48 (7), p. 353.

ИЗУЧЕНИЕ АСИНХРОННОГО ХОЛОСТОГО ХОДА СИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПРИ ПОМОЩИ ЦИФРОВОЙ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ

(РЕЗЮМЕ)

Изучается работа синхронного двигателя в асинхронном режиме, при помощи электронной цифровой машины.

DAS STUDIUM EINES SYNCHRONMOTORS IM ASYNCHRONEN LEERLAUF MIT HILFE EINES ELEKTRONISCHEN DIGITALRECHNERS

(ZUSAMMENFASSUNG)

In dieser Arbeit wird das Verhalten des Synchronmotors im asynchronen Lauf mit Hilfe eines elektronischen Digitalrechners untersucht.

UN PROCEDEU DE INTRODUCERE RAPIDĂ A DATELOR INTR-UN CALCULATOR ELECTRONIC NUMERIC, BAZAT PE CITITOR DE BANDĂ PERFORATĂ *)

DE

I. KAUFMANN şi W. LÖWENFELD

1. INTRODUCERE

1.1. În construcţia calculatoarelor electronice numerice, se tinde la o cît mai mare viteză de lucru, pentru a contribui prin aceasta la obţinerea unor performanţe ridicate.

În vederea măririi vitezei generale a unui calculator, este necesar pe de o parte de a mări vitezele diferitelor dispozitive componente, pe de altă parte de a echilibra aceste viteze între ele, în aşa fel ca dispozitivele mai lente să reţină cît mai puţin restul ansamblului.

În cazul calculatoarelor electronice numerice, dispozitivele la care se întîmpină cele mai mari dificultăţi pentru a le accelera la nivelul vitezei generale, sînt cele de introducerea şi extragerea datelor. Referindu-ne în particular la introducerea datelor bazată pe cititor de bandă perforată, putem constata, că în ultimii ani viteza de introducere a crescut treptat de la cîteva zeci de caractere pe secundă, pînă la aproximativ 1 000 caractere pe secundă, ceea ce reprezintă în prezent nivelul tehniciii mondiale.

1.2. După ce contactele mecanice, care detectează perforaţiile pe bandă [1], au fost înlocuite prin dispozitive fotoelectrice sau electrostatice, principalul obstacol în calea accelerării procesului de introducere pare să fie o anumită cerinţă, impusă de structura logică a calculatoarelor numerice moderne, anume aceea ca după citirea ultimului caracter dintr-un şir oarecare de caractere, să se poată întrerupe procesul de citire, fără a omite prin aceasta un caracter de pe bandă (vezi de exemplu [2]).

---

*) Lucrare comunicată la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din IPT la data de 19 martie 1966.

Această cerință, echivalentă cu posibilitatea citirii unor caractere unice, se satisface de obicei construind cititorul de bandă din punct de vedere mecanic astfel, ca să se poată frîna mișcarea benzii din plină viteză pînă la repaus între două caractere consecutive. Dacă s-ar renunța la această caracteristică a cititorului, n-ar prezenta dificultăți deosebite de a ridica foarte mult viteza de citire.

1.3. În prezenta lucrare ne propunem să descriem un procedeu și un dispozitiv de întroducere, bazat pe cititor de bandă de mare viteză, la care se asigură posibilitatea citirii caracterelor unice prin structura logică a dispozitivului, fără a presupune că cititorul poate opri banda între două caractere consecutive.

2. DESCRIEREA PROCEDEULUI

2.1. În cadrul procedeului se aplică o memorie intermediară de capacitate redusă și cu timpul de acces de aproximativ (20—40) μs. Caracterele citite de pe bandă se înmagazinează în această memorie, iar caracterele transmise calculatorului se citesc din această memorie. În acest fel nu se pierd caracterele, care din cauza inerției trec prin dispozitivul de citire după frînarea benzii. Aceste caractere se depun și ele în memoria intermediară și stau la dispoziție la cererea calculatorului.

2.2. Memoria intermediară trebuie să conțină aproximativ 32 adrese și atîția biți pe adresă, cu cîte canale lucrează banda perforată, deci (5—8). Capacitatea memoriei este deci relativ mică. Memoria trebuie să prezinte cîteva trăsături deosebite pe care le vom descrie mai jos. Realizarea acestora considerăm că nu prezintă dificultăți, indiferent de structura fizică a memoriei.

3. DESCRIEREA DISPOZITIVULUI

3.1. Memoria intermediară va poseda două registre de adresă diferite, anume unul pentru scriere, iar celălalt pentru citire. Ambele registre de adresă vor avea posibilitatea de a număra în ordine naturală. În cazul scrierii în memorie informația va proveni de la amplificatoarele de citire de pe banda perforată. În cadrul citirii din memoria intermediară, informația obținută se transmite spre calculator, cu sau fără intermediul unui registru static de informație.

3.2. Pe lîngă memoria intermediară dispozitivul va mai conține cîteva circuite, printre care un mic sumator, conectat astfel ca să indice în orice moment diferența dintre cele două adrese, cuprinse în cele două registre de adresă. Această diferență se va nota : D. De asemenea vor exista circuite, care detectează dacă $D > 1$, dacă $D < 8$ și dacă $D > 8$.

Alte circuite se vor aminti în cadrul descrierii modului de funcționare.

3.3. Mecanismul de avansare a benzii are drept condiție de pornire: $D < 8$ și drept condiție de oprire: $D > 8$. Acest mecanism trebuie realizat astfel, ca după oprire banda să mai avanseze din cauza inerției pe o lungime de cel mult 10 caractere în dispozitivul de citire.

4. MODUL DE FUNCȚIONARE A DISPOZITIVULUI

4.1. Se presupune că inițial memoria intermediară conține zero, de asemenea ambele registre de adresă sînt pe zero. După amplasarea unei benzi perforate în cititor, mecanismul de avansare a benzii se pune imediat în mișcare, deoarece condiția de pornire a acestui mecanism este îndeplinită.

Ori de cîte ori apare un caracter în dispozitivul de citire, ceea ce se detectează cu ajutorul perforației de avans, caracterul se înscrie în memoria intermediară, iar registrul de adresă de scriere avansează cu o unitate.

Dacă între timp calculatorul nu cere informație de la dispozitivul de introducere, adresa de citire rămîne pe zero, astfel că D crește treptat. În momentul, cînd $D > 8$, mecanismul de avans se oprește. După cum s-a mai spus, un anumit număr de caractere mai pot trece din cauza inerției prin dispozitivul de citire, acestea se depun la adrese succesive în memoria intermediară, exact ca și celelalte caractere. În acest moment memoria intermediară conține o rezervă de aproximativ 18 caractere.

Dacă în această situație calculatorul cere informație, se citește un caracter din memoria intermediară de la adresa indicată de registrul de adresă de citire și se avansează acest registru cu o unitate. Dacă din partea calculatorului se cere un șir întreg de caractere, numărul D scade treptat. În momentul cînd $D < 8$, mecanismul de avansare pornește din nou. În ipoteza că informația este cerută de calculator cu o viteză mai mare decît cea de avansare a benzii, numărul D scade mereu. În momentul cînd $D = 1$, calculatorul trebuie să aștepte, pînă cînd informația devine disponibilă în memoria intermediară. Din acest moment, informația se eliberează către calculator cu o viteză egală cu cea a cititorului de bandă. Dacă calculatorul la un moment dat încetează de a mai cere informație, adresa de citire din memoria intermediară rămîne constantă, astfel că D crește și întrece curînd valoarea 8. În acest moment se oprește avansarea benzii.

4.2. În figura 1 se dă schema logică simplificată, pe care se poate urmări modul de funcționare. Schema se bazează pe ipoteza, că memoria intermediară poate efectua simultan scrierea în memorie și citirea din memorie. Dacă aceasta nu este cazul, schema mai trebuie completată cu circuite, care previn simultaneitatea. Lucrul acesta este posibil, deoarece chiar la o viteză de introducere de 5 000 caractere pe secundă, impulsul de tact are o durată de aproximativ 80 μs. În consecință, dacă s-ar întîmpla ca în momentul apariției impulsului de tact să apară și semnalul de cerere de introducere din partea calculatorului, se poate efectua mai întîi citirea memoriei

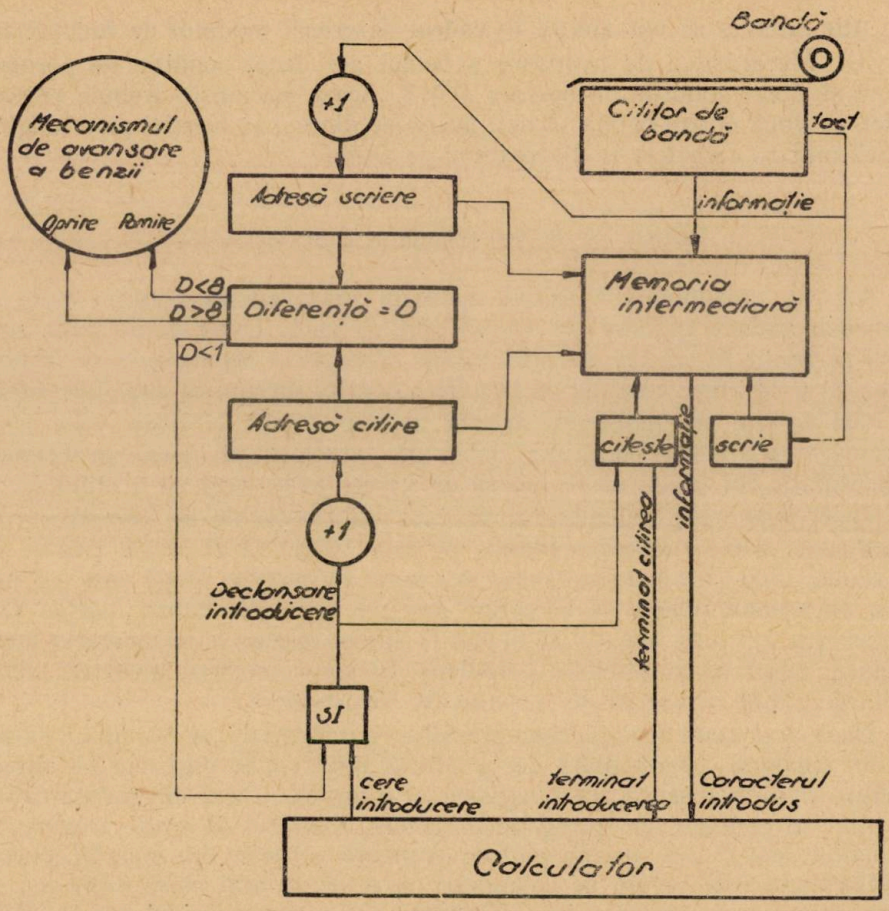


Fig. 1.

intermediare, transmiţînd informaţia spre calculator, după care mai rămîne timp suficient pentru a efectua şi înscrierea caracterului de pe bandă, în memorie. Dacă în momentul, cînd calculatorul cere întroducere, este în curs înscrierea unui caracter în memoria intermediară, calculatorul va trebui să aştepte pînă la terminarea procesului de scriere.

5. CONCLUZII

In prezenta lucrare se descrie un nou procedeu şi dispozitiv de întroducerea datelor, care asigură prin logică posibilitatea întroducerii caracterelor unice, fără a presupune, că cititorul de bandă poate opri banda pe un caracter. Circuitele necesare reprezintă un volum mai mare de echipament electronic, decît la un dispozitiv convenţional, dar asigură în schimb posibilitatea de a mări mult viteza de întroducere.

BIBLIOGRAFIE

1. Booth A. D., Input and Output, Electronic Engineering, Vol. 30, Nr. 368, oct. 1958, p. 570.
2. Steinbuch K., *Taschenbuch der Nachrichtenverarbeitung*, Berlin, Springer-Verlag, 1962, p. 690—695.

СПОСОБ БЫСТРОГО ВВЕДЕНИЯ ДАТ В ЦИФРОВУЮ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНУЮ МАШИНУ, ОСНОВАННЫЙ НА СЧИТЫВАЮЩЕМ УСТРОЙСТВЕ ПЕРФОРИРОВАННОЙ ЛЕНТЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе описывается способ введения дат, основанный на быстродействующем очитывающем устройстве, при котором возможность считывания отдельных знаков обеспечивается логикой, путем применения промеужточной памяти. Действие логичной схемы показано на рисунке. С механической точки зрения не предполагается что считывающее устройство может установить ленту между двумя последовательными знаками.

ÜBER EIN VERFAHREN FÜR LOCHSTREIFENDATENEINGABE HOHER GESCHWINDIGKEIT IN ELEKTRONISCHE ZIFFERNRECHENAUTOMATEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In dieser Arbeit wird ein Verfahren für Lochstreifendateneingabe beschrieben, in den ein Bandleser hoher Geschwindigkeit angewendet wird. Die Möglichkeit der Eingabe vereinzelter Zeichen wird durch eine logische Schaltung und durch Anwendung eines kleines Speichers gesichert. Die Arbeitsweise der logischen Schaltung kann man in der Abbildung verfolgen. Vom mechanischen Standpunkt wird nicht vorausgesetzt, dass der Bandleser das Band zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zeichen anhalten kann.

DESPRE FUNCȚIONAREA SIMULTANĂ A DOUĂ TAMBURURI MAGNETICE CA MEMORIE PENTRU UN CALCULATOR ELECTRONIC NUMERIC *)

DE

W. LÖWENFELD

1. INTRODUCERE

Memoriile cu tambur magnetic au atins o largă răspîndire în domeniul calculatoarelor electronice numerice. Cu toate că în prezent se fabrică pe scară largă memorii cu timp de acces mult mai redus, decît cel obținut de un tambur magnetic, de asemenea se fabrică și memorii cu o capacitate mult mai mare decît cea asigurată de tamburile magnetice, totuși răspîndirea acestora nu scade, din cauză că ele asigură la un cost relativ redus un timp de acces destul de scurt și o capacitate suficientă pentru multe aplicații.

Atașarea unei memorii cu tambur magnetic la un calculator electronic ridică anumite probleme de sincronizare a tamburului cu restul calculatorului. Aceste probleme se pot rezolva în diferite moduri. De exemplu: se poate comanda întreg calculatorul cu impulsuri de tact derivate de la o pistă specială de tact a tamburului. Această soluție prezintă dezavantajul, că nu permite comanda calculatorului cu frecvență redusă în regim de reglare sau de întreținere. Se poate de asemenea sincroniza rotația tamburului cu orologiul central al calculatorului. Această soluție este neeconomică și se recomandă numai în cazuri cu totul speciale. In fine se pot prevedea circuite electronice, pentru a acorda sincronismul calculatorului cu cel al tamburului.

In prezenta lucrare ne propunem să descriem dispozitivul de comandă a unei memorii cu tambur magnetic de tip paralel, în cadrul căreia se utilizează două tambururi magnetice în vederea măririi capacității memoriei. Cele două tambururi sînt antrenate de două motoare asincrone, astfel că problema sincronizării lor cu restul calculatorului trebuie rezolvată prin circuite logice corespunzătoare, schema cărora se descrie mai jos. Se va prezenta mai întîi schema de comandă a unei memorii cu un singur tambur, trecînd apoi prin generalizarea acestei scheme la cazul a două tambururi.

---

*) Lucrare comunicată la sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 19 martie 1966.

2. SCHEMA LOGICA A UNEI MEMORII CU UN SINGUR TAMBUR

În fig. 1 se redă schema logică simplificată a comenzii unui tambur. Pe suprafața tamburului s-au rezervat două piste speciale pentru sincronizare. Pe una din ele sînt imprimate atîtea semnale echidistante, cîte adrese are memoria. Între ultimul și primul din aceste semnale există un interval ceva mai lung. Pe cea de-a doua pistă s-a imprimat un singur semnal, așezat în interiorul acestui interval. Semnalele de pe prima pistă, denumite semnale de tact, mută un numărător electronic, notat cu *NA* în figură. Semnalul celeilalte piste, denumit semnalul zero, anulează acest numărător. În felul acesta fiecare semnal de tact se poate identifica prin poziția numărătorului *NA*. După cum se poate urmări în figură, din dispozitiv mai face parte un registru de adrese, notat *RA*, în care este conținută adresa, la care dorim să ne referim.

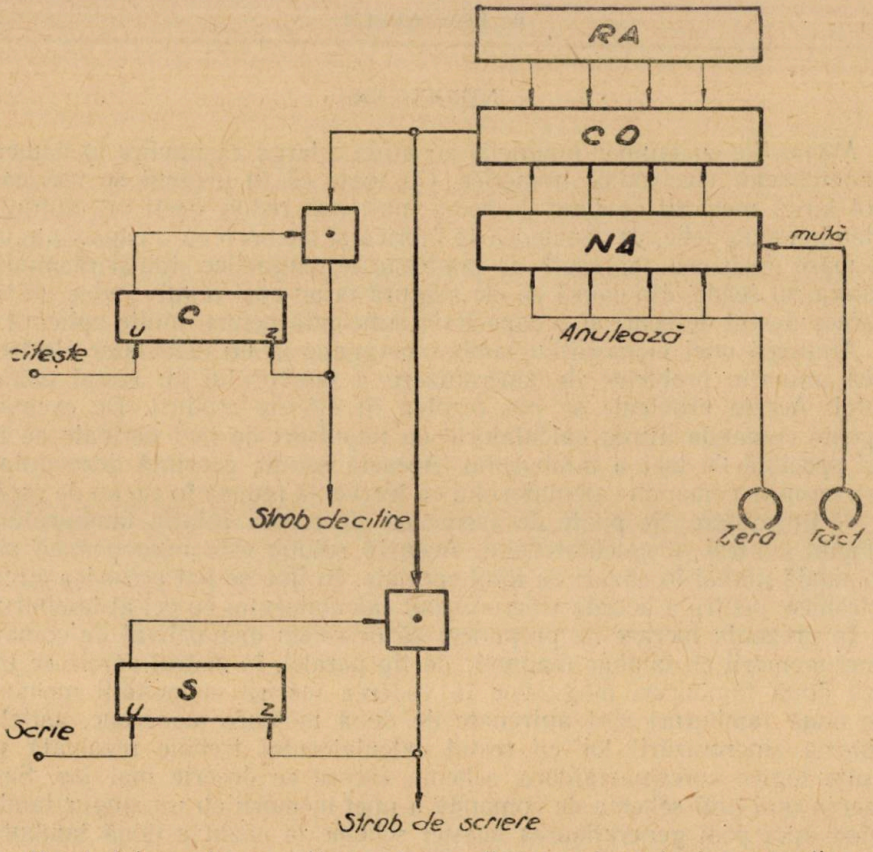


Fig. 1. Schema de comandă a unei memorii cu un singur tambur magnetic:

NA — numărător de adrese; *RA* — registru de adrese; *CO* — circuit de coincidență; *C* — trigher de citire; *S* — trigher de scriere; *U* — intrare de comutare pe 1 a trigherului; *Z* — intrare de comutare pe 0 a trigherului.

Circuitul de coincidență, notat *CO*, emite un semnal, ori de cîte ori conținutul lui *NA* coincide cu conținutul lui *RA*, marcînd prin aceasta momentul în care poziția unghiulară a tamburului permite accesul la adresa dorită.

Calculatorul poate declanșa operația de scriere în memorie, comutînd pe 1 trigherul de scriere, notat *S* în fig. 1. Ieșirea acestui trigher se aplică unui circuit *SI*, care mai are drept intrare semnalul de coincidență. În consecință, după comutarea trigherului *S* pe 1 nu se întîmplă nimic, pînă la apariția acestui semnal. În acest moment, circuitul *SI* emite un semnal, numit strob de scriere. Acest semnal pe de o parte comută trigherul *S* în poziția sa inițială de 0, pe de altă parte se aplică și unor amplificatoare de scriere, care nu s-au mai reprezentat în fig. 1. Amplificatoarele de scriere sînt în legătură cu un registru de informație și au proprietatea, că în momentul apariției strobului de scriere aplică un impuls de curent capului de înregistrare pe tambur. Sensul acestui curent depinde de valoarea cifrei binare din categoria respectivă a registrului de informație, înregistrînd astfel un semnal de „zero" sau de „unu" pe tambur.

Un proces similar are loc și pentru realizarea citirii din memorie. În acest caz se comută trigherul de citire *C* pe unu, ceea ce are drept efect că la proximul semnal de coincidență apare semnalul numit strob de citire. Acesta repune trigherul *C* pe zero și se aplică și unor amplificatoare de citire, care nu s-au reprezentat în fig. 1. Amplificatoarele de citire sînt în legătură cu capetele de citire ale tamburului și au proprietatea, de a emite un semnal, numai dacă primesc de la cap semnalul de citire „unu" și li se aplică în același timp și strobul de citire. Semnalul emis de amplificatoarele de citire se aplică unui registru de informație, în care va apare cuvîntul citit din memorie.

3. SCHEMA LOGICĂ A UNEI MEMORII CU DOUĂ TAMBURURI

În cazul aplicării a două tambururi magnetice, se va rezerva cîte o pistă de tact și una de zero pe ambele tambururi. Pe aceste piste sînt imprimate semnale în același fel, ca și în cazul aplicării unui singur tambur. Aceste semnale sînt citite de cîte două capete de citire, denumite : tact 1, zero 1, tact 2, zero 2, vezi fig. 2.

În comparație cu schema de pe fig. 1, schema de pe fig. 2 conține două trighere în plus, notate D' și D''. D' este trigherul, care prin poziția sa indică tamburul la care ne referim, după convenția că dacă $D'=1$, ne referim la tamburul 1, iar dacă $D'=0$, ne referim la tamburul 2.

După cum se vede în fig. 2, se aplică și în cazul a două tambururi un numărător de adrese *NA* și un circuit de coincidență *CO*, care indică coinci-

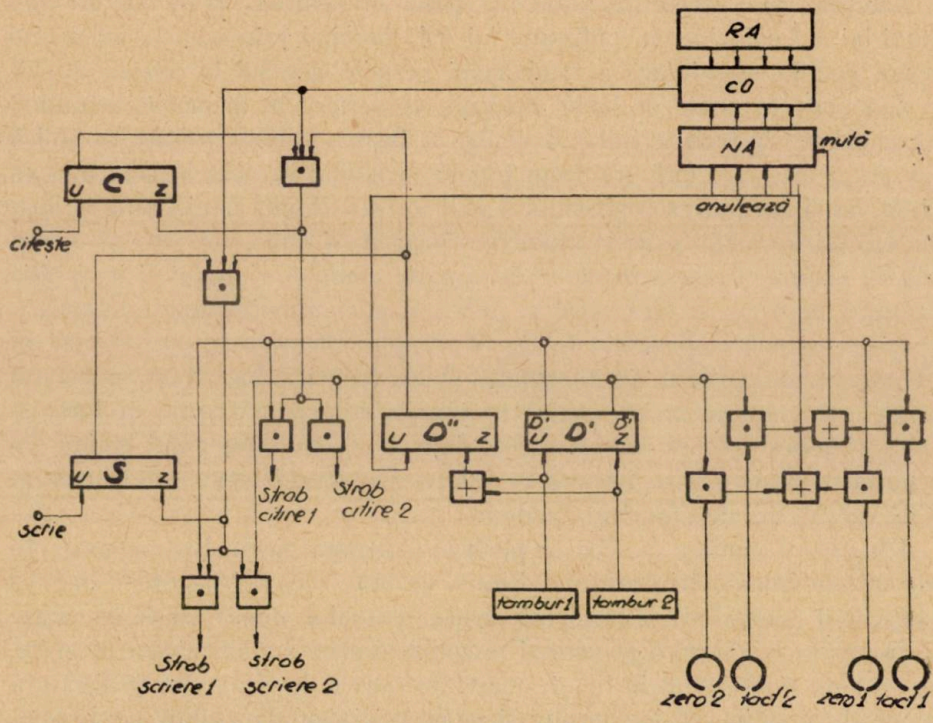


Fig. 2. Schemă de comandă a unei memorii cu două tambururi magnetice:

NA — numărător de adrese; *RA* — registru de adrese; *CO* — circuit de coincidență; *C* — trigher de citire; *S* — trigher de scriere; *D'* — trigher indicator de tambur 1 sau tambur 2; *D''* — trigher „terminat comutarea tambururilor"; *U* — intrare de comutare pe 1 a trigherului; *Z* — intrare de comutare pe 0 a trigherului.

dența conținutului lui *NA* cu conținutul lui *RA*. Dar, spre deosebire de cazul precedent, numărătorul *NA* trebuie mutat de semnalul de tact 1 sau de tact 2 în dependență de tamburul, la care ne referim, deci în dependență de poziția trigherului *D'*. Acest lucru se realizează cu ajutorul a două circuite SI și un circuit SAU, după cum se poate urmări în fig. 2. O schemă identică realizează, ca *NA* să fie anulat de semnalul zero 1 sau zero 2, în dependență de poziția trigherului *D'*. Ieșirile trigherului *D'* se mai utilizează pentru a îndrepta strobul de scriere și strobul de citire spre amplificatoarele respective ale tamburului 1 sau 2.

In ce privește trigherul *D''*, prezența sa este necesară pentru a asigura o funcționare corectă în momentele, cînd trigherul *D'* comută. Să considerăm de exemplu cazul, că *D'* comută la un moment dat din poziția 1 în poziția 0. Inainte de comutare, numărătorul *NA* se mută în sincronism cu tamburul 1, indicînd în orice moment adresa la care au acces capetele tamburului 1 în acel moment. După comutare, numărătorul *NA* se mută de către semnalele ce vin de pe tamburul 2. Deoarece între mișcările de rotație ale celor două tambururi nu există nici un fel de sincronism, în intervalul de timp dintre

comutarea lui D' și proxima anulare a lui NA prin semnalul zero 2, adresa indicată de NA nu va corespunde cu adresa la care au acces capetele de citire ale tamburului 2. Rolul trigherului D'' este tocmai acela, de a împiedica un acces la memorie în acest interval de timp. După cum se poate urmări în fig. 2, trigherul D'' este în mod normal în poziția 1, fiind comutat pe 0 ori de cîte ori trigherul D' își schimbă poziția și revenind în poziția 1 la proximul semnal de anulare a lui NA. In consecință, poziția $D''=0$ caracterizează intervalele de timp, în care conținutul lui NA nu corespunde cu adresa, la care capetele au acces. De aceea, pe schema din fig. 2 apariția strobului de scriere sau de citire este condiționată de trei condiții, față de cele două, ce apar în fig. 1. Condiția în plus este tocmai : $D''=1$, asigurînd astfel o funcționare corectă și în regimul de comutare a celor două tambururi.

4. CONCLUZII

In lucrare se descrie schema logică a unei memorii, formată din două tambururi magnetice, antrenate de motoare asincrone diferite.

Schema este economică, în sensul că se aplică un singur numărător de adrese și un singur circuit de coincidență. In schimb în cazul schimbării tamburului, la care se cere acces, se pierde un timp cel mult egal cu o tură a tamburului.

ОБ ОДНОВРЕМЕННОЙ РАБОТЕ ДВУХ МАГНИТНЫХ БАРАБАНОВ ПАМЯТИ ЦИФРОВОЙ ЭЛЕКТРОННОЙ ВАЧИСЛИТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе описывается управляющее устройство памятью с магнитным барабаном паралельного типа, в котором используются два мантитных барабана приволимых отдельными асинхронными двигателями.

Вопрос синхронизации с остальной вычислительной машиной разрешен посредством двух тригеров (фиг. 2) из которых D' указывает на какой барабан делается ссылка, а D'' указывает возможнели ссылка после переключения барабанов.

Схема экономична благодаря использования одного счётчика адресов и одной цепи совпадения. Взамен, в случае переключения барабана к которому необходим доступ, теряется время непривосходящее длительность одного оборота барабана.

ÜBER DIE SIMULTANE ANWENDUNG ZWEIER MAGNETTROMMEL ALS SPEICHER FÜR ELEKTRONISCHE ZIFFERNRECHNER

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird das Steuerwerk eines parallelarbeitenden Magnettrommelspeichers beschrieben, bei dem zwei, von verschiedenen Asynchronmotoren angetriebenen Magnettrommel angewendet werden. Das Problem der Synchronisierung mit der übrigen Rechenanlage wird durch 2 Trigger gelöst (Abbildung 2), von denen D' angibt, welche Trommel angerufen wird, und D'' anzeigt, ob nach dem Umschalten der beiden Trommel ein Anruf schon stattfinden kann. Die Schaltung hat den Vorteil, dass nur ein Adresszähler und nur eine Koinzidenzschaltung notwendig sind, dem gegenüber entsteht im Falle des Umschaltens der beiden Trommel ein Zeitverlust der höchstens gleich mit der Dauer einer Trommelumdrehung sein kann.

ASUPRA SCHEMEI BLOC A UNUI APARAT DE INDUCȚIE PENTRU MĂSURAREA ENERGIEI ȘI PUTERII *)

DE

L. SEBASTIAN

Preocupările de cercetare științifică din cadrul Laboratorului de automatizări al Facultății de Electrotehnică a Institutului Politehnic — Iași au condus la realizarea și cercetarea unui sistem automat nou pentru măsurarea puterilor în curent alternativ, denumit Televectormetru. Schema de principiu a unui asemenea sistem este dată în fig. 1. Ea constă dintr-o scală panoramică de dimensiuni mari, de ordinul $1\,000 \times 1\,000$ mm pe care puterile activă, reactivă, aparentă și factorul de putere sînt indicate sub forma unei diagrame vectoriale (*1*).

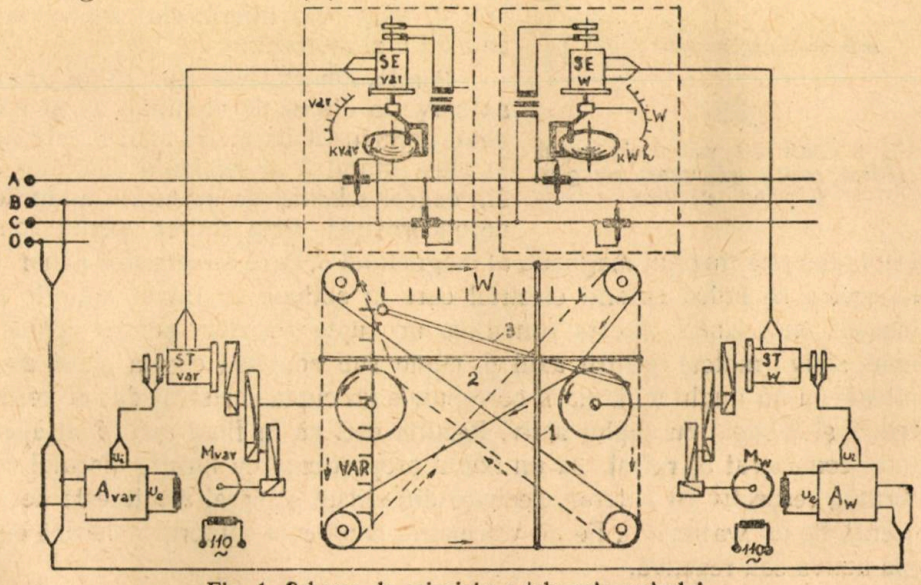


Fig. 1. Schema de principiu a televectormetrului.

*) Lucrare comunicată la sesiunea științifică a I. P. Timișoara, secția electronică, calculatoare și automatizări, 20 martie 1966.

Datorită unei asemenea reprezentări cele patru mărimi rezultă de fapt din măsurarea doar a două (a puterii active și a celei reactive). Deplasarea acelor indicatoare corespunzătoare *1* și *2*, dată fiind mărimea lor, se realizează cu ajutorul a două sisteme de urmărire dintre care unul reproduce deplasările unghiulare ale axului unui wattmetru primar, iar celălalt pe cele ale axului unui warmetru primar. Măsurarea neconcordanței dintre indicația, deci poziția acului *1* și cea a axului wattmetrului primar, respectiv între poziția acului *2* și cea a axului warmetrului primar se măsoară fiecare cu ajutorul unei scheme selsin emițător-selsin transformator (*SE—ST*).

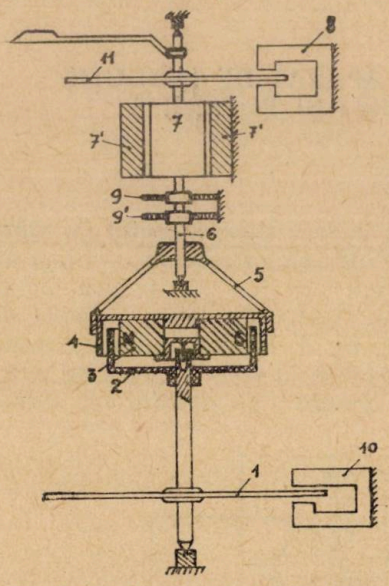


Fig. 2. Construcția principială a unui aparat pentru măsurarea energiei și puterii electrice.

Pentru buna funcționare a acestui sistem au fost concepute un wattmetru primar și respectiv un warmetru primar de construcție specială, originală, redată principial în fig. 2(*2*).

Un asemenea aparat primar pleacă de la ideea transformării turației discului unui contor obișnuit de energie activă, respectiv reactivă, într-o deplasare unghiulară proporțională. Contorul în afară de discul *1* asupra căruia acționează înfășurările sale nefigurate în fig. 2, cuprinde în plus paharul neferomagnetic *2* care se poate roti liber în întrefierul unui magnet permanent cilindric *3*, fixat prin intermediul suportului *5* de axul *6* al aparatului.

Pentru amortizarea oscilațiilor acestui ax servește discul de aluminiu *11* și magnetul permanent fix *8*. De axul *6* este fixat în plus rotorul *7* al selsinului emițător *SE* din cadrul schemei de măsurare amintite a neconcordanței. Prin rotirea axului contorului, datorită fluxului magnetic al magnetului *3*, care traversează paharul *2*, în acesta se induc curenți electrici care în acțiune cu fluxul amintit dau naștere unui cuplu. Acesta constituie un cuplu rezistent pentru contor și unul activ (motor) pentru axul *6*, cuplu sub acțiunea căruia acest ax se rotește cu un unghi θ căruia îi corespunde un cuplu rezistent dat de resoartele *9* și *9'*, egal cu cuplul activ. Rezultă deci că în final axul *6* al aparatului considerat se rotește cu un unghi proporțional cu turația discului contorului, respectiv cu puterea electrică din circuit și că el alcătuiește deci în esență fie un wattmetru, fie un warmetru, după cum contorul măsoară energia activă sau reactivă.

Lucrarea de față, continuînd cercetările legate de un asemenea aparat, are ca scop să completeze pe acestea cu considerații noi asupra schemei bloc a unui aparat ca cel din fig. 2.

Pentru un aparat de măsură liniar obișnuit echilibrul cuplurilor se exprimă prin relația

$$J\frac{d^2\theta}{dt^2}+K_{am}\frac{d\theta}{dt}+K'_\theta\cdot\theta+M_{fr}=M \tag{1}$$

în care :

$J\frac{d^2\theta}{dt^2}=M_j$ este cuplul dinamic necesar pentru accelerarea respectiv decelerarea axului aparatului,

$K_{am}\cdot\frac{d\theta}{dt}=M_{am}$ — cuplul de amortizare a mișcării axului aparatului,

$K'_\theta\cdot\theta=M_\theta$ — cuplul dat de resoartele care blochează axul aparatului,

M_{fr} — cuplul dat de frecările axului aparatului,

$M=K\cdot x_i$ — cuplul activ al aparatului, proporțional cu mărimea de măsurat x_i.

Neglijînd cuplul M_{fr} și considerînd $x_i(t)=P(t)$ obținem următoarea expresie cunoscută a ecuației diferențiale a unui wattmetru liniar obișnuit :

$$b_2\frac{d^2\theta_w}{dt^2}+b'_1\frac{d\theta_w}{dt}+\theta_w=\frac{K}{K'_\theta}\cdot P \tag{2}$$

în care

$$b_2=\frac{J_w}{K'_\theta}\quad\text{și}\quad b'_1=\frac{K_{am}}{K'_\theta} \tag{3}$$

Un asemenea wattmetru poate fi reprezentat prin blocul din fig. 3 cu funcția de transfer

$$Y_{wob}(s)=\frac{\theta_w(s)}{P(s)}=\frac{\frac{K}{K'_\theta}}{b_2\cdot s^2+b'_1\cdot s+1} \tag{4}$$

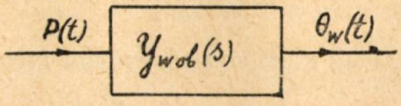


Fig. 3. Schema bloc a unui wattmetru obișnuit.

În cazul wattmetrului considerat (fig. 2) cuplul motor care acționează asupra axului său *6* este proporțional cu viteza relativă între piesele *2* și *3*.

Deci

$$M=K_{f2}\cdot\omega_r=K_{f2}(\omega_c-\omega_w)=K_{f2}\left(\omega_c-\frac{d\theta_w}{dt}\right) \tag{5}$$

ca atare ecuația lui diferențială poate fi scrisă sub următoarele două forme

$$b^2\frac{d^2\theta_w}{dt^2}+b_1'\frac{d\theta_w}{dt}+\theta_w=\frac{K_{f2}}{K_\theta'}\cdot\omega_r \tag{6}$$

$$b_2\frac{d^2\theta_w}{dt^2}+b_1\frac{d\theta_w}{dt}+\theta_w=\frac{K_{f2}}{K_\theta'}\cdot\omega_c \tag{6'}$$

în care

$$b_1=\frac{K_{am}+K_{f2}}{K_\theta'}=b_1'+\frac{K_{f2}}{K_\theta'}. \tag{7}$$

Ecuațiile (6) și (6') conduc la următoarele expresii ale funcțiilor de transfer corespunzătoare

$$Y_w(s)=\frac{\theta_w(s)}{\omega_r(s)}=\frac{K_{f2}/K_\theta'}{b_2\cdot s^2+b_1'\cdot s+1} \tag{8}$$

$$Y_w'(s)=\frac{\theta_w(s)}{\omega_c(s)}=\frac{K_{f2}/K_\theta'}{b_2\cdot s^2+b_1\cdot s+1}. \tag{8'}$$

Vom arăta că de fapt această ultimă funcție de transfer, spre deosebire de funcția de transfer (4), corespunde unui sistem cu reacție, caracterizat printr-o schemă bloc ca cea din fig. 4, în care legătura directă cu funcția de transfer $Y_w(s)$, de o formă identică cu cea a funcției de transfer 4 caracterizează un aparat de măsură liniar obișnuit (deschis), iar circuitul de reacție conține un element pur derivativ cu funcția de transfer $Y_r(s)=s$.

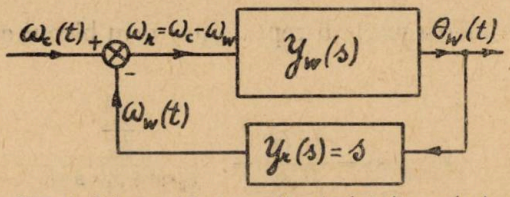


Fig. 4. Schema bloc a wattmetrului din cadrul aparatului din fig. 2.

Într-adevăr funcția de transfer a sistemului închis din fig. 4 este

$$Y_{0w}(s)=\frac{\theta_w(s)}{\omega_c(s)}=\frac{Y_w(s)}{1+Y_w(s)\cdot Y_r(s)}=$$

$$=\frac{\dfrac{K_{f2}}{K_\theta'}}{\dfrac{b_2\cdot s^2+b_1'\cdot s+1}{1+\dfrac{\dfrac{K_{f2}}{K_\theta'}s}{b_2\cdot s^2+b_1'\cdot s+1}}}=\frac{\dfrac{K_{f2}}{K_\theta'}}{b_2\cdot s^2+b_1\cdot s+1}=Y_w'(s). \tag{9}$$

De aici concluzia că wattmetrul ansamblului din fig. 2, avînd ca mărime de intrare viteza unghiulară ω_c a discului contorului de energie activă și ca mărime de ieșire unghiul de deviație al axului său, este de fapt, spre deosebire de un wattmetru obișnuit, un sistem închis cu reacție negativă. Legătura directă a unui asemenea wattmetru caracterizează un aparat de măsură obișnuit. Prezența în circuitul de reacție a unui element pur derivativ face ca acțiunea reacției, sub forma vitezei unghiulare ω_w a wattmetrului să se manifeste în toate cazurile afară de regimul staționar cînd θ_w = constant și $\omega_w = 0$. Mărimea de acționare a wattmetrului este tocmai viteza relativă care în regimul staționar este egală cu viteza contorului. Considerăm că punerea în lumină a celor de mai sus nu este lipsită de interes.

In ceea ce privește echilibrul cuplurilor care acționează asupra axului contorului, acesta este dat de relația

$$J_c \frac{d\omega_c}{dt} + K_{f1} \cdot \omega_c + K_{f2}\left(\omega_c - \frac{d\theta_w}{dt}\right) = K_p \cdot P \tag{10}$$

în care :

$J_c \frac{d\omega_c}{dt} = M_{jc}$ este cuplul dinamic necesar pentru accelerarea axului contorului,

$K_{f1} \cdot \omega_c = M_{cf1}$ — cuplul de frînare a discului *1* cu ajutorul magnetului permanent fix *10*,

$K_{f2} \cdot \omega_r = K_{f2}\left(\omega_c - \frac{d\theta_w}{dt}\right) = M_w$ — cuplul de frînare a paharului *2* cu ajutorul magnetului permanent mobil *3*,

$K_p \cdot P = M_c$ — cuplul motor care produce rotirea axului contorului și care este proporțional cu puterea electrică din circuit.

Pe baza relațiilor (6′) și (10) au fost deduse următoarele ecuații diferențiale

$$a_3 \frac{d^3\theta_w}{dt^3} + a_2 \frac{d^2\theta_w}{dt^2} + a_1 \frac{d\theta_w}{dt} + \theta_w = K_\theta \cdot P \tag{11}$$

$$a_3 \frac{d^3\omega_c}{dt^3} + a_2 \frac{d^2\omega_c}{dt^2} + a_1 \frac{d\omega_c}{dt} + \omega_c = K_{\omega c}\left(b_2 \frac{d^2P}{dt^2} + b_1 \frac{dP}{dt} + P\right). \tag{12}$$

care caracterizează mișcarea axului wattmetrului și respectiv pe cea a axului contorului funcție de puterea electrică din circuit.

Relațiile (11) și (12) conduc la următoarele două expresii ale funcțiilor de transfer corespunzătoare

$$Y_{\theta w}(s) = \frac{\theta_w(s)}{P(s)} = \frac{K_\theta}{a_3 \cdot s^3 + a_2 \cdot s^2 + a_1 \cdot s + 1} \tag{13}$$

$$Y_{\omega c}(s) = \frac{\omega_c(s)}{P(s)} = K_{\omega c} \cdot \frac{b_2 \cdot s^2 + b_1 \cdot s + 1}{a_3 \cdot s^3 + a_2 \cdot s^2 + a_1 \cdot s + 1} \tag{14}$$

în care

$$a_3 = \frac{J_c \cdot J_w}{K'_\theta (K_{f1}+K_{f2})}, \quad a_2 = \frac{J_w (K_{f1}+K_{f2}) + J_c (K_{am}+K_{f2})}{K'_\theta (K_{f1}+K_{f2})}$$

$$a_1 = \frac{K'_\theta \cdot J_c + K_{am}(K_{f1}+K_{f2}) + K_{f1} \cdot K_{f2}}{K'_\theta (K_{f1}+K_{f2})}, \quad K_\theta = \frac{K_p \cdot K_{f2}}{K'_\theta (K_{f1}+K_{f2})}, \quad K_{\omega c} = \tag{15}$$

$$= \frac{K_p}{K_{f1}+K_{f2}} = K_\theta \frac{K'_\theta}{K_{f2}}.$$

Considerînd funcțiile de transfer (8′) și (14) putem reprezenta aparatul din fig. 2 prin schema bloc din fig. 5.

Funcția de transfer a aparatului devine

$$Y_{\theta w}(s) = \frac{\theta_w(s)}{P(s)} = Y_{\omega c}(s) \cdot Y_{0w}(s) = K_{\omega c} \cdot \frac{b_2 s^2 + b_1 s + 1}{a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + 1} \cdot \frac{\frac{K_{f2}}{K'_\theta}}{b_2 s^2 + b_1 s + 1} =$$

$$= \frac{K_{\omega c} \cdot K_{f2}}{K'_\theta} \cdot \frac{1}{a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + 1} = \frac{K_\theta}{a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + 1}. \tag{16}$$

Se obține deci final tocmai funcția de transfer dată de relația (13), dedusă pe cale analitică, ceea ce confirmă că schema bloc din fig. 5 este întocmită corect.

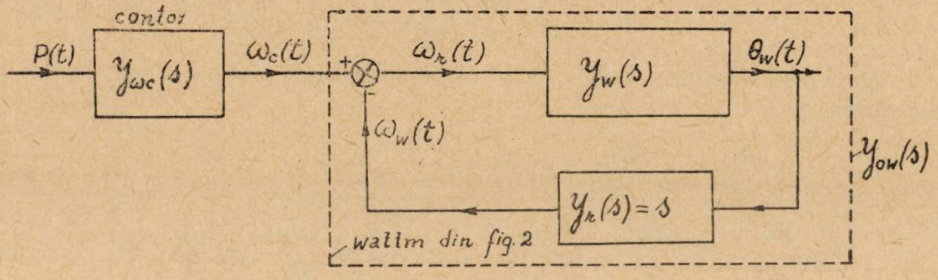


Fig. 5. Schema bloc a întregului aparat din fig. 2.

In final putem trage următoarea concluzie : un aparat ca cel din fig. 2 poate fi reprezentat printr-o schemă bloc din două elemente liniare legate în serie, primul reprezentînd contorul, iar al doilea wattmetrul. Spre deosebire de wattmetrele obișnuite, wattmetrul considerat se comportă în toate regimurile cînd θ_w variază ca un sistem liniar închis și se bucură în consecință de toate proprietățile sistemelor automate liniare închise.

BIBLIOGRAFIE

1. L. Sebastian, Asupra unui nou televectormetru pentru măsurarea puterilor în curent alternativ. Bul. Institutului Politehnic Iași, T. XI. (15), Fasc. 1—2, 1965.
2. L. Sebastian, Studiul regimurilor caracteristice ale unui aparat de inducție pentru măsurarea energiei și puterii. Rev. Electrotehnica V, 1966.

О БЛОКСХЕМЕ ИНДУКЦИОННОГО ПРИБОРА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ И МОЩНОСТИ

(РЕЗЮМЕ)

Продолжая предыдущие исследования, даются некоторые соображения в связи с блоксхемой прибора (рис. 2), измеряющего электрическую энергию и мощность. Движение вращения диска 1 счетчика электрической энергии преобразуется посредством алюминиевого стакана 2 и постоянного магнита 3 в перемещение на определенный угол оси 6. Это перемещение является измерением электрической мощности.

Указывается также, что в отличие от обыкновенных ваттметров, которые являются открытыми системами, характеризующимся передаточной функцией (4), исследуемый ваттметр представляет собой закрытую систему (рис. 4), характеризующуюся передаточной функцией (8′).

Обратная связь блоксхемы содержит дифференцирующий элемент. Прибор, в своем целом, может быть характеризован блоксхемой, состоящей из двух последовательных элементов — первый представляя собой счетчик, второй — ваттметр (рис. 5).

SUR LE SCHÉMA BLOC D'UN APPAREIL D'INDUCTION POUR LA MESURE DE L'ÉNERGIE ET DE LA PUISSANCE

(RÉSUMÉ)

L'Auteur, en poursuivent des recherches antérieures [1], [2] expose nombre de considérations concernant le schéma bloc d'un appareil pour la mesure de l'énergie et de la puissance électrique (fig. 2).

Le mouvement de rotation du disque *1* d'un compteur d'énergie électrique, est transformé à l'aide d'un cilindre d'aluminium *2* et de l'aimant permanent *3*, en un mouvement angulaire, de l'axe *6*, dont l'angle est proportionel à la puissance électrique.

Cet angle constitue la mesure de la puissance électrique du circuit. On montre que par opposition aux wattmètres ordinaires, qui constituent des systèmes ouverts, caractérisés par la fonction de transfert (4), le wattmètre représenté dans la fig. 2 est un système fermé (fig. 4), caractérisé par la fonction de transfert (8′).

Le circuit de réaction du schéma bloc contient un élément purement dérivatif. On peut representer l'appareil, en ensemble, par un schéma bloc, constitué par deux éléments disposés en série (fig. 5), dont le premier représente le compteur tandis que le deuxième — le wattmètre.

STUDIU CU PRIVIRE LA MODELAREA ANALOGICĂ A UNOR FENOMENE TRANZITORII DESCRISE PRIN SOLUȚIILE UNOR ECUAȚII DIFERENȚIALE DE ORDINUL DOI

DE

E. SERACIN, ȘT. BARTZER

1. PREZENTAREA PROBLEMEI

1.1. În general, pentru aprecierea calitativă și cantitativă a fenomenelor tranzitorii, este necesară cunoașterea unor funcții de timp reprezentînd soluțiile unor ecuații diferențiale. Deoarece rezolvarea ecuațiilor diferențiale prin metode analitice, dacă acestea există, constituie o operație laborioasă, în ultimul timp se folosește din ce în ce mai mult și în domeniul acționărilor electromecanice, metoda modelării matematice sau analogice pentru studiul fenomenelor tranzitorii.

1.2. Multe ecuații diferențiale din domeniul acționărilor electromecanice, a căror rezolvare cu ajutorul unui model sau calculator analogic este de utilitate mare, sînt ecuații diferențiale liniare neomogene sau omogene, de ordinul doi, care pot fi aduse sub forma generală :

$$\frac{d^2X}{dt^2} + a\frac{dX}{dt} + bX = kP \qquad (1)$$

unde :

$X = f(t)$ este mărimea sau funcția de timp cercetată,

P — mărimea perturbatoare care poate fi constantă sau zero, dar în general este o funcție de timp $P(t)$,

a, b, k — coeficienții ecuației diferențiale, determinați de parametri sistemului de acționare cercetat și care la stabilirea schemei modelului se consideră constanți.

Drept exemple tipice de ecuații diferențiale din domeniul acționărilor electromecanice, care prin transformări simple pot fi aduse la forma (1), se pot cita ecuațiile ale căror soluții descriu fenomenele tranzitorii în cazul motoarelor de curent continuu cu excitație în derivație și în cazul sincronizării la pornire și funcționării cu sarcină variabilă periodic în timp a motoarelor sincrone cu poli înecați [1], [2].

1.3. Problema de bază la modelare este stabilirea schemei modelului, realizînd astfel programarea calitativă şi cantitativă.

Pentru programarea calitativă din literatura de specialitate [3]—[7] sînt cunoscute mai multe procedee, considerîndu-se în general [3] că formularea problemei, respectiv a ecuaţiilor diferenţiale, nu face parte din programare. Astfel, se poate porni de la ecuaţiile diferenţiale date aşa cum se procedează în cazul general, se poate porni de la schema bloc a instalaţiei cercetate, cum se procedează de obicei în cazul instalaţiilor de automatizare, sau se poate porni chiar de la instalaţia şi fenomenele reale exprimîndu-le prin ecuaţii matematice sub forma cea mai adecvată scopului în fiecare caz concret cercetat.

Datorită caracterului individual al programării problemelor pentru rezolvare cu ajutorul calculatoarelor analogice, în literatura de specialitate cercetată [3]~[7] se tratează exemplele de programare într-un mod cu totul principial, fără a prezenta în general [5] scheme calitative definitive pentru utilizare practică.

In lucrare se studiază posibilităţile de programare calitativă a problemei puse pornind de la ecuaţia diferenţială dată. Se urmăreşte stabilirea unor scheme tip aplicabile în general la modelarea diferitelor cazuri concrete de fenomene tranzitorii descrise prin soluţiile unor ecuaţii diferenţiale de forma (1).

La baza elaborării lucrării a stat observaţia că felul programării influenţează calitatea soluţiei obţinute cu ajutorul modelului şi că modul de scriere a ecuaţiilor matematice determină în mare măsură numărul şi felul elementelor operaţionale necesare în schema modelului.

2. COMPUNEREA SCHEMEI MODELULUI

In lucrare se stabilesc mai multe variante posibile pentru schema modelului analogic precum şi criteriile pentru comparaţia acestora cu scopul de a putea alege, pentru fiecare caz concret în parte, varianta cea mai avantajoasă.

Variantele modelului analogic stabilite în continuare prin metoda modelării ecuaţiei diferenţiale date pot fi realizate în principiu fie cu operatori de integrare, fie cu operatori de diferenţiere.

In toate cazurile, la compunerea schemei modelului, s-a ţinut seama de faptul că operatorii electronici inversează semnul la ieşire.

a. Modelarea ecuaţiei diferenţiale date cu operatori de integrare

Varianta 1

Pentru rezolvarea problemei prin integrare, ecuaţia diferenţială (1) poate fi scrisă sub forma :

$$\frac{dX}{dt} = Q_1 + \int (kP - bX)dt - aX \qquad (2)$$

și în continuare

$$X=Q_2+\int\left[Q_1+\int(kP-bX)dt-aX\right]dt. \tag{3}$$

Din relația (3) rezultă că, variația în timp a mărimii cercetate, adică $X=f(t)$, poate fi determinată prin două integrări succesive dacă se cunoaște valoarea și semnul constantelor de integrare Q_1 și Q_2. Deci, în schema modelului vor fi necesari doi operatori de integrare.

Pentru compunerea corectă a schemei modelului, ținînd seama de observația că operatorii electronici de calcul inversează semnul la ieșire, se scrie relația (3) sub forma :

$$X=Q_2-\int\left\{-\left[Q_1-\int(-kP+bX)\,dt\right]+aX\right\}dt. \tag{4}$$

Corespunzător acestui mod de scriere a ecuației diferențiale (1) date, se poate compune schema modelului analogic, cu operatori de integrare, sub forma reprezentată în fig. 1.

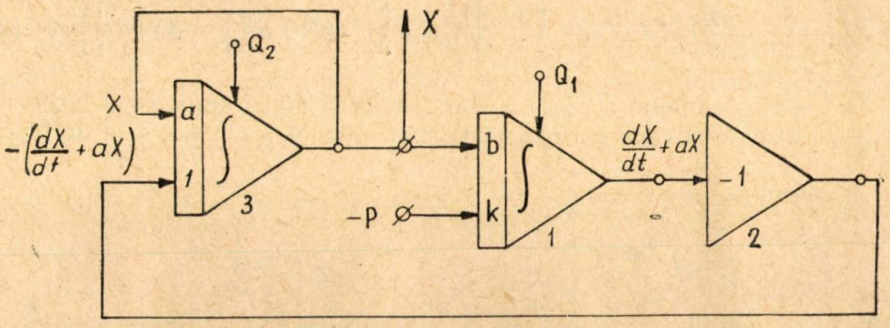


Fig. 1. Schema calitativă de programare, varinta 1.

In schema din fig. 1, în afară de operatorii de integrare *1* și *3* mai este necesar inversorul *2* pentru schimbarea semnului mărimii de ieșire din operatorul *1*, potrivit cu cerințele impuse prin relația (4).

Deoarece, în cazul unui sistem fizic real, valoarea inițială a mărimilor condiționează desfășurarea procesului studiat, la modelare trebuie să se acorde o importanță deosebită problemei condițiilor inițiale.

Valoarea și semnul constantelor de integrare Q_1 și Q_2 se determină din condițiile inițiale date și potrivit relațiilor (2) și (3) se exprimă sub forma :

$$Q_1=X'_{(0)}+aX_{(0)} \tag{5}$$

$$Q_2=X_{(0)}. \tag{6}$$

Deci, trebuie să se cunoască valorile inițiale : $X|_{t=0}=X_{(0)}$ și $\left|\frac{dX}{dt}\right|_{t=0}=X'_{(0)}$.

De obicei valoarea inițială $X_{(0)}$ este cunoscută direct prin datele problemei, pe cînd valoarea inițială $X'_{(0)}$ trebuie să fie determinată pentru fiecare caz concret în parte pe baza datelor problemei și a regimului în care funcționează instalația cercetată.

Varianta 2.

Dacă ecuația diferențială (1) dată se scrie sub forma :

$$\frac{dX}{dt} = X'_{(0)} + \int \left(kP - a\frac{dX}{dt} - bX \right) dt \tag{7}$$

și în continuare sub forma :

$$X = X_{(0)} + \int \frac{dX}{dt}\, dt = X_{(0)} + \int \left[X'_{(0)} + \int \left(kP - a\frac{dX}{dt} - bX \right) dt \right] dt \tag{8}$$

respectiv, din punctul de vedere al corectitudinii semnelor la ieșirea elementelor operaționale, sub forma :

$$X = X_{(0)} - \int \left(-\frac{dX}{dt} \right) dt = X_{(0)} - \int \left\{ - \left[X'_{(0)} - \int \left(-kP + a\frac{dX}{dt} + bX \right) dt \right] \right\} dt \tag{9}$$

atunci se poate compune o schemă mai simplă și mai intuitivă sub aspectul condițiilor inițiale și care permite urmărirea directă pe model și a derivatei

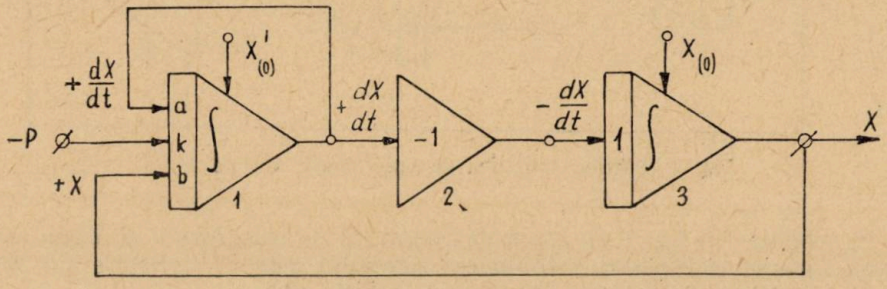


Fig. 2. Schema calitativă de programare, varianta 2.

de ordinul întîi a mărimii cercetate. Schema modelului analogic, corespunzătoare acestui mod de scriere a ecuației diferențiale date, este reprezentată în fig. 2.

Varianta 3.

Dacă ecuația diferențială dată se explicitează, pentru derivata de ordinul cel mai mare, sub forma :

$$\frac{d^2X}{dt^2} = kP - a\frac{dX}{dt} - bX \tag{10}$$

și în continuare, pentru corectitudinea semnelor la ieșirea elementelor operaționale, sub forma :

$$\frac{d^2X}{dt^2} = -\left(-kP + a\frac{dX}{dt} + bX\right) \tag{11}$$

atunci se poate compune schema modelului analogic cu operatori de integrare sub forma reprezentată în fig. 3.

Această variantă a schemei modelului analogic studiat se caracterizează prin următoarele :

— pe lîngă $X=f(t)$ și $\frac{dX}{dt}=f(t)$, permite urmărirea directă și simultană și a derivatei a doua în raport cu timpul $\frac{d^2X}{dt^2}=f(t)$;

— față de variantele 1 și 2 se necesită un element operațional în plus și anume operatorul de însumare 1.

Această variantă se poate folosi spre exemplu, în cazul unei instalații de acționare cu motor de curent continuu cu excitație în derivație la care

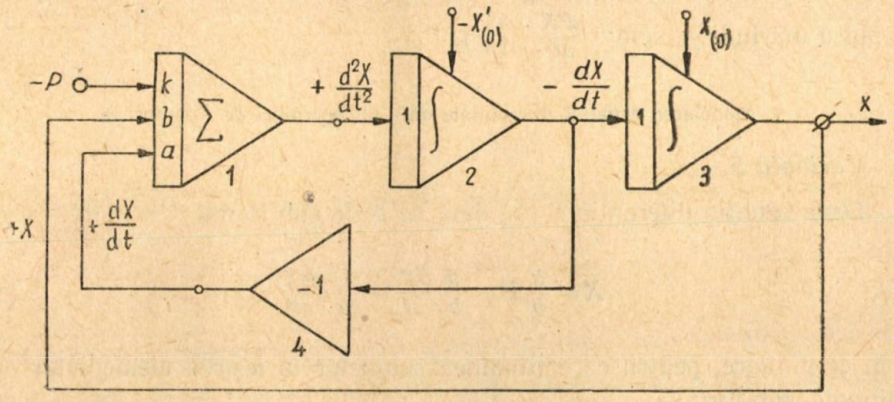


Fig. 3. Schema calitativă de programare, varianta 3.

se pune problema studierii simultane a variației în timpul procesului tranzitoriu a vitezei Ω, a accelerației $\frac{d\Omega}{dt}$ și a derivatei accelerației $\frac{d^2\Omega}{dt^2}$.

Varianta 4.

O altă variantă pentru schema modelului poate fi realizată dacă ecuația diferențială dată se scrie sub forma :

$$\frac{d^2X}{dt^2} + a\frac{dX}{dt} = kP - bX \tag{12}$$

sau

$$\frac{d^2X}{dt^2} + a\frac{dX}{dt} = -(-kP + bX). \tag{13}$$

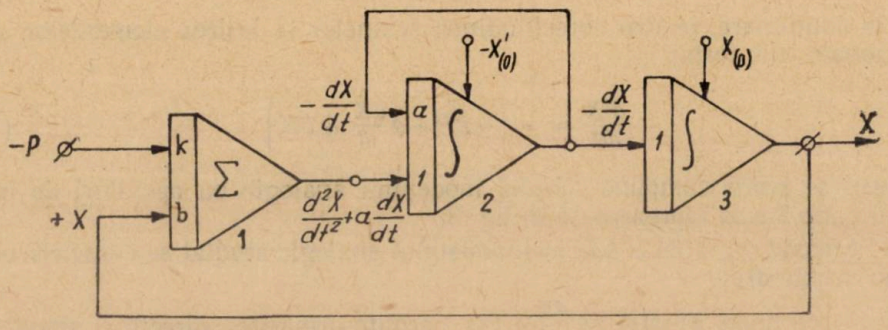


Fig. 4. Schema calitativă de programare, varianta 4.

Acestui mod de scriere a ecuației diferențiale date îi corespunde schema modelului reprezentată în fig. 4.

În cazul acestei variante sînt necesare numai trei elemente operaționale, dar nu se poate urmări direct pe model derivata de ordinul doi în raport cu timpul a mărimii cercetate $\frac{d^2X}{dt^2}=f(t)$.

b. **Modelarea ecuației diferențiale date cu operatori de diferențiere**

Varianta 5.

Dacă ecuația diferențială (1) dată se scrie sub forma :

$$X=\frac{k}{b}P-\frac{a}{b}\frac{dX}{dt}-\frac{1}{b}\frac{d^2X}{dt^2} \tag{14}$$

și în continuare, pentru corectitudinea semnelor la ieșirea elementelor operaționale, sub forma :

$$X=-\left(-\frac{k}{b}P+\frac{a}{b}\frac{dX}{dt}+\frac{1}{b}\frac{d^2X}{dt^2}\right) \tag{15}$$

atunci se poate compune schema modelului analogic cu doi operatori de diferențiere, cu un operator de însumare și un inversor, sub forma reprezentată în fig. 5.

În cazul variantei 5 sînt necesare patru elemente operaționale, dar se poate urmări direct pe model $\frac{d^2X}{dt^2}=f(t)$. De data aceasta valorile inițiale $X_{(0)}$ și $X'_{(0)}$ se stabilesc pe condensatoarele de intrare în operatorii de diferențiere. La această variantă trebuie remarcat faptul că precizia rezultatelor este redusă datorită erorii pronunțate a operatorilor de diferențiere. Din această

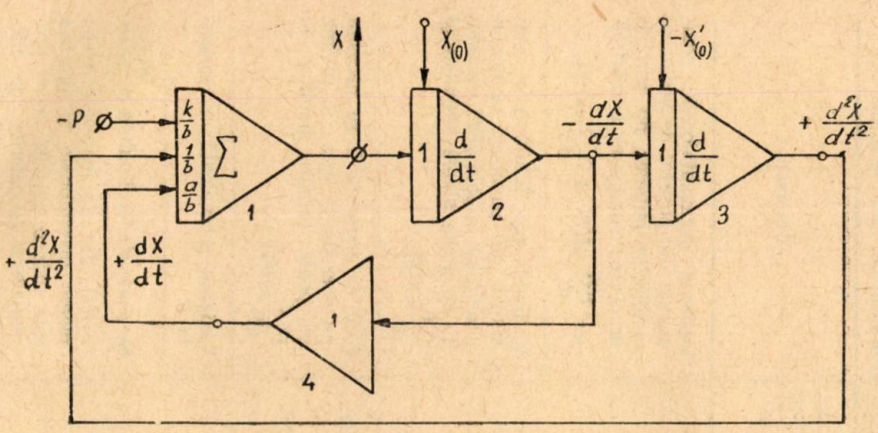


Fig. 5. Schema calitativă de programare, varianta 5.

cauză și deoarece problemele se pot rezolva și cu operatori de integrare, care se caracterizează printr-o precizie mai mare, multe calculatoare analogice nici nu au operatori de diferențiere [3]. Această variantă, prezentată în lucrare ca o posibilitate principială, se va evita pe cît se poate.

Cu scopul de a ușura alegerea variantei celei mai potrivite, în cadrul lucrării s-au stabilit următoarele criterii de comparație.

a) Numărul elementelor operaționale necesare pentru compunerea schemei modelului.

b) Condițiile, respectiv mărimile inițiale necesare pentru realizarea stării inițiale a modelului.

c) Mărimile care se pot studia direct și simultan pe același model.

d) Numărul mărimilor de intrare și al coeficienților variabili ai modelului la schimbarea valorii parametrilor sistemului cercetat.

Primele două criterii țin seama de condiția de simplitate a modelului și a programării cantitative, al treilea criteriu ține seama de condiția de generalitate a modelului, iar cu ultimul criteriu se apreciază avantajele schemei modelului pentru rezolvarea problemelor de optimizare și pentru folosirea acesteia în instalații de automatizare. Alegerea uneia sau alteia din variantele modelului este condiționată și de simplitatea și ușurința modificării pe model a parametrilor sistemului cercetat, pentru a putea urmări fenomenele tranzitorii și în alte condiții, respectiv regimuri de funcționare.

În tabelul 1, pe baza criteriilor de mai sus, se prezintă o analiză comparativă a tuturor variantelor schemei modelului analogic stabilite în lucrare.

Din tabelul 1 rezultă că alegerea variantei corespunzătoare pentru schema modelului trebuie studiată pentru fiecare caz concret în parte.

Tabelul 1

Analiza comparativă a variantelor modelului analogic corespunzător unei ecuații diferențiale de ordinul doi date de forma (1)

Varianta	Schema din fig.	Criterii de comparație: Numărul elementelor operaționale necesare	Mărimi inițiale necesare	Mărimi care se pot studia direct și simultan pe model	Numărul mărimilor de intrare și coeficienților variabili ai modelului la schimbarea valorii parametrilor sistemului cercetat	Observații
1	1	3	$Q_1 = X'_{(0)} + aX_{(0)}$ $Q_2 = X_{(0)}$	$X = f(t)$	Se stabilește pentru fiecare caz concret în parte în funcție de numărul și felul parametrilor variabili.	Variantă dezavantajoasă: complicată din punctul de vedere al condițiilor inițiale; nu permite urmărirea simultană a mărimilor $\frac{dX}{dt} = f(t)$ și $\frac{d^2X}{dt^2} = f(t)$.
2	2	3	$X'_{(0)}; X_{(0)}$	$X; \frac{dX}{dt} = f(t)$		Variantă mai intuitivă și mai simplă din punct de vedere al condițiilor inițiale decît varianta 1. Se poate studia simultan și $\frac{dX}{dt} = f(t)$.
3	3	4	$X'_{(0)}; X_{(0)}$	$X; \frac{dX}{dt}; \frac{d^2X}{dt^2} = f(t)$		Față de varianta 2 se necesită un operator în plus; în schimb se poate urmări simultan și $\frac{d^2X}{dt^2} = f(t)$.
4	4	3	$X'_{(0)}; X_{(0)}$	$X; \frac{dX}{dt} = f(t)$		Variantă echivalentă cu varianta 2.
5	5	4	$X_{(0)}; X'_{(0)}$	$X; \frac{dX}{dt}; \frac{d^2X}{dt^2} = f(t)$		Se poate studia simultan și $\frac{d^2X}{dt^2} = f(t)$, dar sînt necesare 4 elemente operaționale și precizia este redusă datorită erorii pronunțate a operatorilor de diferențiere. Varianta este dezavantajoasă și se va evita.

3. OBSERVAȚII

3.1. Schemele modelului analogic al ecuației diferențiale (1) date, sub toate variantele prezentate în lucrare, s-au întocmit pentru cazul în care atît mărimea perturbatoare P, adică tensiunea de intrare în model, cît și coeficienții a, b și k ai ecuației date, adică parametrii sistemului cercetat, rămîn constanți în timpul desfășurării fenomenelor tranzitorii.

Dacă, în timpul desfășurării fenomenelor tranzitorii, variază mărimea perturbatoare după o lege oarecare $P=f(t)$, atunci borna de intrare a modelului trebuie să fie conectată la ieșirea unui generator funcțional capabil să realizeze funcția de timp dată.

Dacă, în timpul desfășurării fenomenelor tranzitorii, variază parametrii sistemului cercetat, atunci, pentru modificarea corespunzătoare a coeficienților stabiliți pe model, se poate proceda în principiu astfel:

— Cu ajutorul unor servomecanisme se acționează asupra potențiometrelor de stabilire a coeficienților, corespunzător cu legea de variație în timp a parametrilor.

— Cu ajutorul unor transformatoare funcționale se modifică legea de variație a tensiunilor de intrare în elementele operaționale, corespunzător cu legea de variație în timp a parametrilor, valoarea potențiometrelor de stabilire a coeficienților fiind menținută constantă.

3.2. Pentru programarea cantitativă trebuie să fie cunoscute toate elementele necesare și la rezolvarea analitică a ecuației diferențiale date.

3.3. Procedeul de programare calitativă pornind de la ecuația diferențială dată, nu permite urmărirea simultană pe același model a mai multor mărimi X; Y, ... de natură diferită, deoarece în general ecuațiile diferențiale sînt explicitate numai pentru o singură mărime X. La studiul fenomenelor tranzitorii din practică apare însă de multe ori necesitatea urmăririi simultane a mai multor mărimi de natură diferită. Astfel este spre exemplu cazul motorului de curent continuu cu excitație în derivație, a cărui comportare în regimurile de funcționare nestaționară se studiază urmărind simultan variația în timp a curentului și a vitezei motorului.

În astfel de cazuri este indicat să se pornească pentru programare de la instalația și fenomenele reale stabilind un model comun. Acest lucru devine posibil dacă fiecare din mărimile cercetate se exprimă explicit în funcție de celelalte, asigurînd prin aceasta legătura metamatică necesară realizării pe modelul analogic a legăturii fenomenologice care există între aceste mărimi.

Acest procedeu de programare poate fi tratat numai pe baza unui exemplu concret și de aceea nu se prezintă în această lucrare, el constituind obiectul unui alt studiu.

4. CONCLUZII

In lucrare se prezintă posibilităţile de programare calitativă pornind de la ecuaţia diferenţială liniară de ordinul doi dată sub forma generală (1), se stabilesc mai multe variante posibile pentru schema modelului analogic corespunzător unei astfel de ecuaţii şi se indică cîteva exemple tipice de ecuaţii diferenţiale din domeniul acţionărilor electromecanice care pot fi rezolvate cu ajutorul variantelor schemei modelului analogic stabilite în lucrare.

Alegerea unei variante sau alta a schemei modelului este condiţionată de mai mulţi factori. Trebuie să se ţină seama de fiecare caz concret în parte de mărimile care urmează să fie studiate cu ajutorul modelului, de simplitatea modelului şi a programării, precum şi de faptul dacă este vorba de o problemă de optimizare sau numai de cercetare a unei situaţii date.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Braşovan, *Acţionări electromecanice*. După cursul predat în anul 1952—53 de Acad. prof. dr. ing. Cornel Mikloşi. Litografia învăţămîntului, Timişoara 1959.
2. M. Braşovan, E. Seracin, N. Bogoevici, *Acţionări electrice*. Probleme şi aplicaţii industriale. Ediţia a doua revizuită şi completată. Editura tehnică, Bucureşti, 1963.
3. E. Dietrich, *Elektronische Analogrechner*. Wirkungsweise und Anwendung. R. Oldenbourg, München, 1960.
4. H. Winkler, *Elektronische Analogieanlagen*. Akademie-Verlag. Berlin 1961.
5. B. Z. Zilberman, *Modelizarea acţionărilor electrice*. Traducere din limba rusă. Editura tehnică, Bucureşti 1963.
6. A. Sydow, *Programmierungstechnik für elektronische Analogrechner*. VEB-Verlag Technik, Berlin 1964.
7. B. Ia. Kogan, *Dispozitive electronice de modelare şi folosirea lor pentru studiul sistemelor de reglare automată*. Traducere din limba rusă după ediţia II-a revăzută şi completată. Editura tehnică, Bucureşti 1964.

ИССЛЕДОВАНИЕ В ОБЛАСТИ АНАЛОГОВОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ НЕКОТОРЫХ ПЕРЕХОДНЫХ ЯВЛЕНИЙ, ОПИСАННЫХ РЕШЕНИЯМИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ВТОРОГО ПОРЯДКА

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается возможности качественного програмирования на основании данного дифференциального уравнения, определяется несколько возможных вариантов схемы аналаговой модели, даются указания относительно начальных условий, установливаются критерии сравнения для выбора наиболее соответствующего варианта для каждого отдельного конкретного случая и дается несколько примеров дифференциальных уравнений из области электромеханических приводов, которые

можно решить при помощи вариантов аналоговой модели, показанных в работе. Работа имеет целью установить некоторые схемы для конкретного схемы для конкретного, практического использования.

UNTERSUCHUNG DER ANALOGEN MODELLIERUNG EINIGER DURCH DIE LÖSUNG LINEARER DIFFERENTIALGLEICHUNGEN ZWEITER ORDNUNG BESCHRIEBENEN ÜBERGANGSVORGÄNGE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit werden, ausgehend von der gegebenen Differentialgleichung, die Möglichkeiten der qualitativen Programmierung untersucht, mehrere mögliche Varianten für die Rechenschaltung des Modells abgeleitet, Hinweise bezüglich der Anfangsbedingungen gegeben und Vergleichskriterien für die Wahl der von Fall zu Fall am besten entsprechenden Varianten festgelegt. Ferner werden einige typische Beispiele von Differentialgleichungen aus dem Gebiet der elektrischen Antriebe vorgeführt, welche mit Hilfe des in der Arbeit beschriebenen mathematischen Modells gelöst werden können. Der Zweck der Arbeit ist einige, für den praktischen Gebrauch bestimmte, Rechenschaltungen festzulegen.

DETERMINAREA FACTORULUI DE CORECȚIE AL TENSIUNII HALL, LA PLĂCILE SEMICONDUCTOARE DREPTUNGHIULARE, PE BAZĂ DE MODELARE

DE

C. ȘORA, S. DOBRE, E. WAGNER, D. DABA

1. INTRODUCERE

Factorul de corecție al tensiunii Hall $G(\theta, \lambda) = U_h/U_{h\infty}$ se definește prin cîtul dintre tensiunea Hall pentru placa dată și tensiunea Hall corespunzătoare unei plăci de lungime infinită. Se consideră plăci Hall dreptunghiulare, cu electrozi de comandă plini, adică dispuși pe întreaga lățime a acestora. Factorul de corecție $G(\theta, \lambda)$, este subunitar și el depinde de unghiul Hall, θ, și de geometria plăcii Hall, caracterizată prin cîtul dintre laturi, $\lambda = a/b$, unde a este lungimea plăcii, iar b lățimea plăcii.

Calculul acestui factor pe calea analitică se bazează pe metoda reprezentărilor conforme [1 . . . 5]. După cum se știe, calculul este destul de dificil. Se obțin expresii integrale care nu se pot rezolva direct, ci numai prin metode de aproximare.

In prezenta lucrare ne propunem să determinăm factorul de corecție $G(\theta, \lambda)$, plecînd de la spectrul cîmpului electric din placa Hall. Intr-o lucrare anterioară, unul dintre autori a stabilit relațiile de calcul pentru factorul de corecție al tensiunii Hall, $G(\theta, \lambda)$ și factorul de creștere al rezistenței electrice, considerînd cunoscut spectrul cîmpului electric, respectiv liniile echipotențiale din placa Hall [8]. Spectrul cîmpului electric se trasează pe baza unei modelări electrocinetice [6], [7]. Calculul factorului de corecție $G(\theta, \lambda)$ pe această cale este simplu. Se mai poate de asemenea menționa că în literatură, factorul de corecție al tensiunii Hall se calculează numai pentru cazul în care electrozii Hall se găsesc într-un plan simetric dispus față de electrozii de comandă. Metoda prezentată în lucrare permite determinarea

tensiunii Hall, respectiv a factorului de corecţie al acestei tensiuni, pentru orice poziţie a planului electrozilor Hall faţă de electrozii de comandă.

În lucrare se mai urmăreşte ca prin compararea valorilor obţinute pe această cale pentru factorul de corecţie al tensiunii Hall cu valorile indicate în literatură pentru acest factor, să se aprecieze, într-un caz concret, precizia metodei de studiu a cîmpului electric din placa Hall, bazată pe modelarea electrocinetică.

Electrozii Hall se consideră punctiformi, iar generatorul Hall la funcţionarea în gol, într-un regim staţionar.

2. MODELAREA ELECTROCINETICA

Ne propunem să studiem problema pentru o placă Hall, caracterizată prin cîtul dintre laturi $\lambda = a/b$, la un anumit unghiu Hall, θ.

Se taie o fîşie din hîrtie electroconductoare de lăţime arbitrară. Cu ajutorul a doi electrozi lineiformi, dispuşi perpendicular pe axa fâşiei, se realizează un dreptunghiu avînd acelaşi raport între laturi ca şi placa Hall, ce se studiază ($\lambda = a/b$). Se determină rezistenţa electrică a hîrtiei cu conturul dreptunghiular. Cei doi electrozi se aşează apoi înclinaţi faţă de axa fîşiei sub un unghi egal cu $(\pi/2 - \theta)$, rezultînd un paralelogram. Unul dintre electrozi se menţine fix, iar celălalt se deplasează paralel cu el însuşi pînă ce se obţine o rezistenţă electrică egală cu cea a hîrtiei cu contur dreptunghiular. În această poziţie se determină cîtul dintre laturile paralelogramului. Astfel, se obţin dreptunghiul-model şi paralelogramul-model.

În continuare se pune problema trasării în interiorul dreptunghiului-model şi a paralelogramului-model, a unor reţele de linii corespondente,

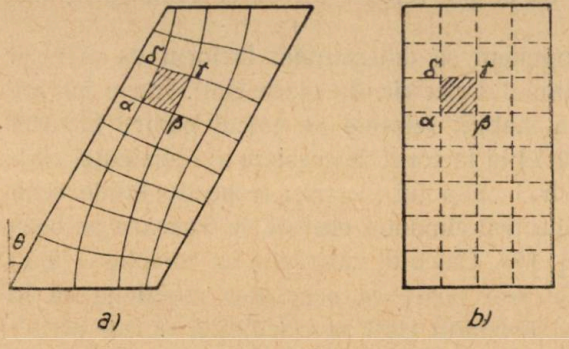


Fig. 1. Spectrul cîmpului electric, în regim electrocinetic staţionar, pentru paralelogramul-model (a) şi dreptunghiul-model (b).

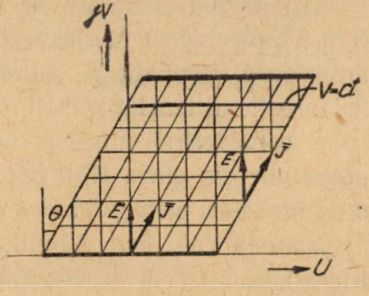


Fig. 2. Spectrul cîmpului electric în paralelogramul-Hall.

care să corespundă reprezentării conforme și cu ajutorul cărora să se traseze apoi spectrul cîmpului electric din placa Hall. În acest scop se realizează un regim electrocinetic staționar. Alimentînd paralelogramul-model de la o sursă de curent continuu, într-o schemă corespunzătoare, se trasează liniile echipotențiale. O rețea de curbe ortogonale acestora se poate obține alimentînd paralelogramul invers.

În fig. 1, *a* sînt redate calitativ cele două familii de curbe ortogonale din interiorul paralelogramului-model. Familiile de curbe corespunzătoare acestora din dreptunghiul-model, sînt redate în fig. 1, *b*. În aceste figuri se pot urmări cîteva puncte corespondente.

Trasarea spectrului cîmpului electric în placa dreptunghiulară Hall se face cu ajutorul familiilor de curbe din fig. 1. Metoda de trasare este prezentată, într-un caz concret, la partea experimentală (fig. 5). Se ține seama și de faptul că în paralelogramul-Hall, spectrul cîmpului este cunoscut (fig. 2).

Astfel, în paralelogramul-Hall liniile echipotențiale ($V=$const.) sînt paraele cu axa reală a planului complex, $W=U+jV$, liniile de cîmp paralele cu axa imaginară ($U=$const.), iar liniile densității de curent sînt drepte înclinate cu unghiul θ față de axa imaginară.

3. CALCULUL FACTORULUI DE CORECȚIE AL TENSIUNII HALL

În fig. 3 sînt redate calitativ liniile echipotențiale din placa Hall. Diferența de potențial dintre cîte două linii este aceeași, $\Delta U(B)$.

Electrozii Hall, notați cu *22'*, se găsesc într-un plan perpendicular pe axa longitudinală a plăcii și la mijlocul ei. Este însă evident că se poate considera și o altă poziție a electrozilor.

Cîmpul fiind potențial, tensiunea electrică dintre punctele *2* și *2'*, este independentă de linia considerată pentru integrare, astfel că se poate considera linia *233'2'*, linia *244'2'*, sau o altă variantă.

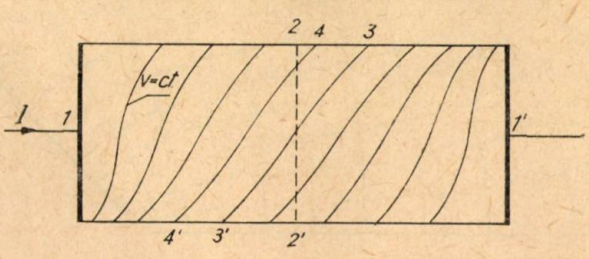


Fig. 3. Explicativă pentru calculul factorului de corecție al tensiunii Hall, plecînd de la spectrul cîmpului electric.

Pentru factorul de corecţie al tensiunii Hall, se obţine expresia [8].

$$G(\theta, \lambda) = x \frac{1}{m+1} \cdot \nu \cdot \frac{1}{\sin \theta} \tag{1}$$

în care :

m este numărul de linii echipotenţiale trasate, iar $m+1$ reprezintă numărul de intervale de aceeaşi diferenţă de potenţial, $\Delta U(B)$;

x — numărul de intervale de tensiune $\Delta U(B)$, corespunzătoare segmentelor $\overline{23}+\overline{3'2'}$, sau $\overline{24}+\overline{4'2'}$;

ν — cîtul dintre laturile paralelogramului.

4. REZULTATE EXPERIMENTALE

Ne-am propus să determinăm, prin metoda prezentată, factorul de corecţie al tensiunii Hall pentru două valori ale unghiului Hall şi anume $\theta=45°$ şi $\theta=10°$. Pentru a putea trasa variaţia acestui factor în funcţie de λ, s-au considerat următoarele valori, $\lambda=0{,}5$; 0,66 ; 1 ; 1,5 şi 2.

Pentru modelare s-a folosit hîrtie electroconductoare, avînd o rezistenţă specifică superficială de aproximativ 380 Ω/m^2. Trebuie relevat faptul că a fost necesar să se aleagă cu multă grijă pentru experienţe, porţiunile din hîrtia electroconductoare care prezentau un grad de neomogenitate cît mai mic.

Metoda este exemplificată în detaliu pentru $\theta=45°$ şi $\lambda=1{,}5$. Pentru celelalte valori s-a procedat în mod analog.

În fig. 4 sînt redate familiile de linii ortogonale din paralelogramul-model, ridicate experimental în regim electrocinetic staţionar, pentru $\theta=45°$

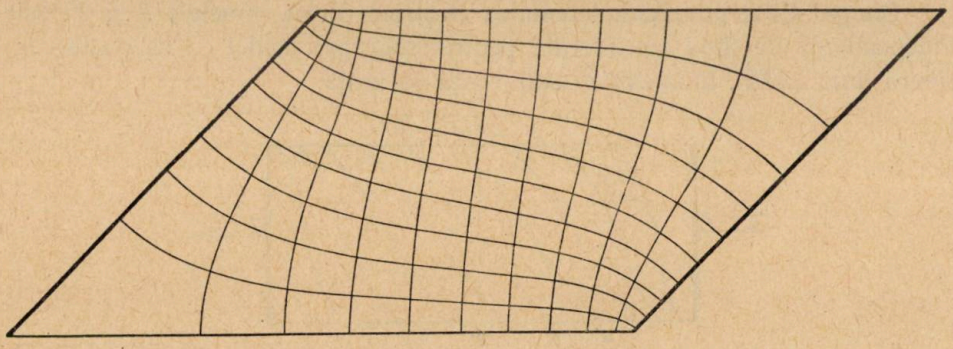
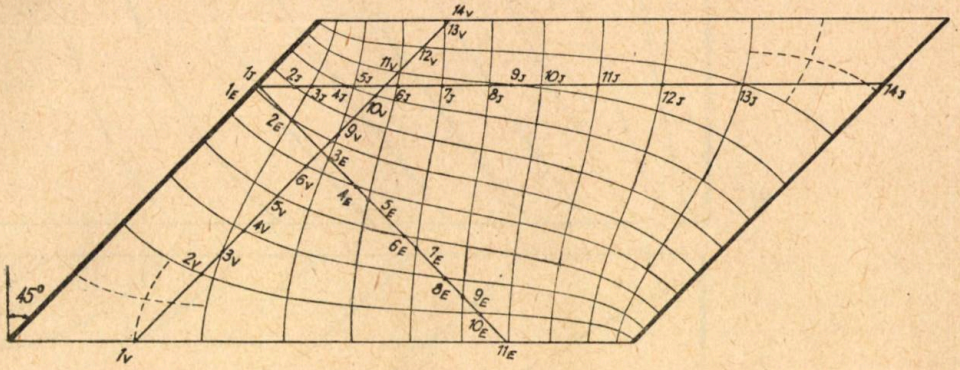


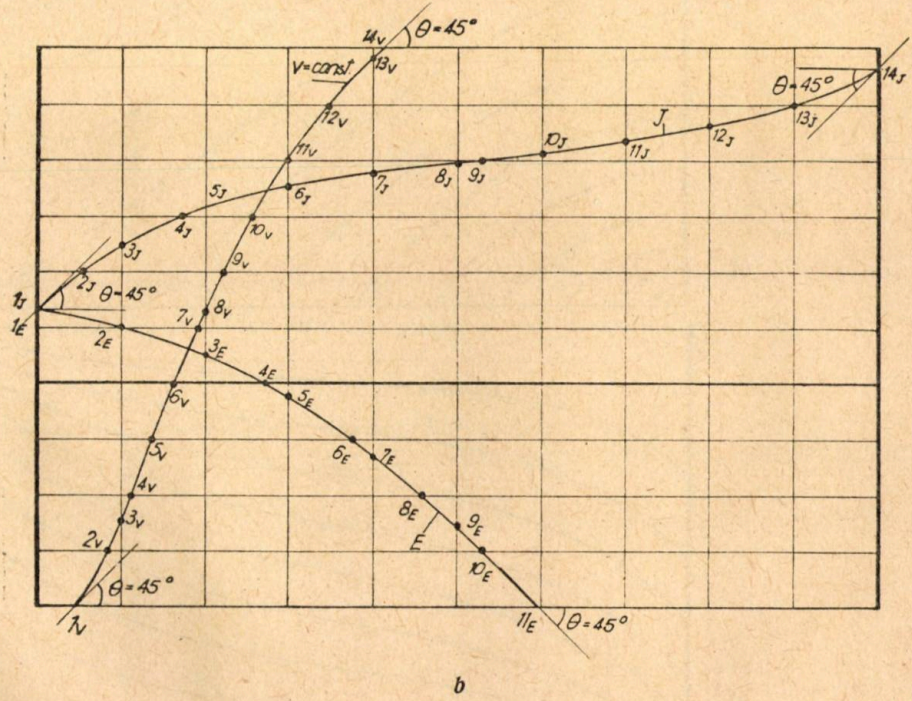
Fig. 4. Familiile de curbe ortogonale ridicate experimental în paralelogramul-model, pentru $\theta=45°$ şi $\lambda=1{,}5$.

și $\lambda = 1{,}5$. Cîtul dintre laturile paralelogramului determinat tot pe cale experimentală, este $\nu = 1{,}4$.

In fig. 5, *a*, *b*, se poate urmări metoda de trasare în placa Hall a liniilor echipotențiale (V=const.), a liniilor de cîmp electric (E) și a liniilor densității de curent (J), cu ajutorul familiilor de linii din fig. 4 și a spectrului cîmpului din paralelogramul-Hall (fig. 3).



a

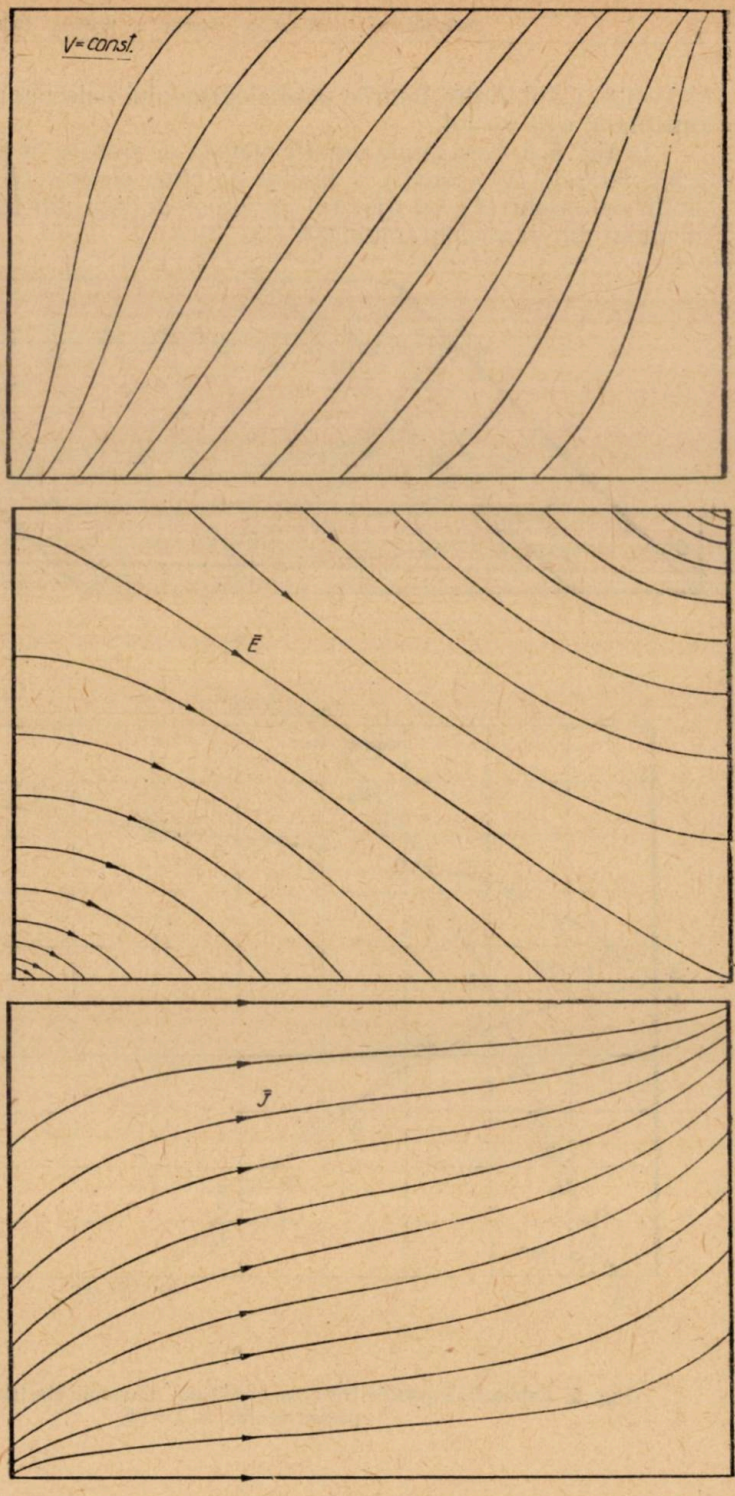


b

Fig. 5. Explicativă pentru trasarea spectrului cîmpului electric în placa Hall pentru $\theta = 45°$ și $\lambda = 1{,}5$.

Fig. 6. Spectrul cîmpului electric în placa Hall (pentru $\theta=45°$ și $\lambda=1,5$) :

a — liniile echipotențile; *b* — liniile cîmpului electric; *c* — liniile densității de curent.



În fig. 6 sînt reprezentate curbele obținute și anume : în fig. 6, *a* liniile echipotențiale, în fig. 6, *b* liniile cîmpului electric, iar în fig. 6, *c* liniile densității de curent.

Efectuînd încercările experimentale și pentru celelalte valori, menționate la începutul acestui paragraf, s-au putut trasa curbele de variație ale factorului de corecție $G(\theta, \lambda)$ în funcție de λ.

În fig. 7 este redată cu linie plină curba factorului de corecție al tensiunii Hall în funcție de λ, pentru $\theta = 45°$. În aceeași figură s-a reprezentat cu linie punctată, curba factorului de corecție pe baza datelor din literatură [2]. Se constată o abatere maximă de 1,6%.

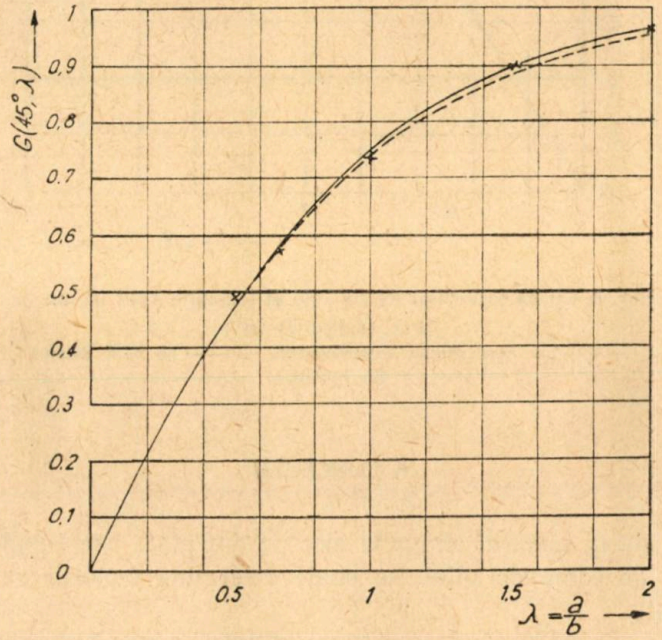


Fig. 7. Curba factorului de corecție al tensiunii Hall, în funcție de λ, pentru $\theta = 45°$: ——— pe baza datelor experimentale; — — — pe baza datelor din literatură.

În fig. 8. este redată cu linie plină curba factorului de corecție al tensiunii Hall în funcție de λ, pentru $\theta = 10°$. Cu linie punctată este reprezentată curba aceluiași factor, pe baza datelor din literatură [2]. În acest caz, abaterea maximă este de 2,8%. Se poate constata și cu această ocazie că metoda bazată pe modelarea electrocinetică este mai puțin precisă la valori mici ale unghiului Hall, ceea ce este de altfel evident.

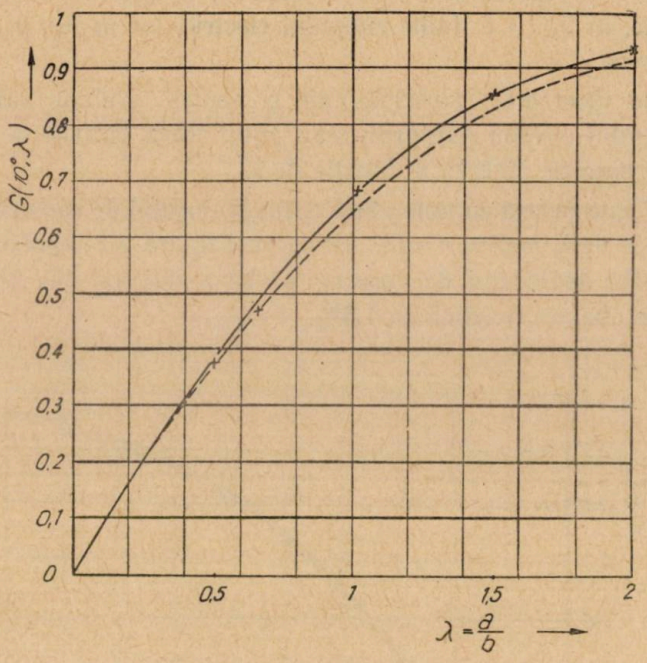


Fig. 8. Curba factorului de corecţie al tensiunii Hall în funcţie de λ, pentru $\theta = 10°$:
——— pe baza datelor experimentale; — — — pe baza datelor din literatură.

5. CONCLUZII

Plecînd de la spectrul cîmpului electric din placa dreptunghiulară Hall cu electrozi de comandă plini, se poate determina factorul de corecţie al tensiunii Hall.

În lucrare se analizează această posibilitate, atunci cînd spectrul electric se determină pe baza unei modelări electrocinetice. Metoda prezentată este simplă şi permite determinarea factorului de corecţie al tensiunii Hall pentru orice poziţie a electrozilor Hall.

Rezultatele obţinute permit totodată aprecierea erorii ce rezultă într-un caz concret, prin aplicarea metodei de studiu a cîmpului din placa Hall, pe baza modelării electrocinetice.

Se constată o concordanţă satisfăcătoare între valorile obţinute pe cale experimentală şi cele din literatură. Abaterile sînt mai mari la un unghi Hall mai mic.

BIBLIOGRAFIE

1. H. J. Lippman u. F. Kuhrt, Der Geometrieeinfluss auf den transversalen magnetischen Wiederstandseffekt bei rechteckförmigen Halbleiterplatten. Z. Naturforschg Bd. 13 a, (1958), S. 462—474.
2. H. J. Lippmann u. F. Kuhrt, Der Geometrieeinfluss auf den Hall-Effekt bei rechteckigen Halbleiterplatten. Z. Naturforschg. Bd. 13 a, (1958), S. 474—483.
3. J. Haeusler, Der Widerstand und das Feld eines rechteckigen Hall-Plättchens. Z. Naturforschg Bd. 17 a, (1962), S. 506—513.
4. R. F. Wick, Solution of the Field Problem of the Germanium Girator. J. Appl. Phys. Bd. 25 (1954), nr. 6, 741—756.
5. I. De Sabata, Cîmpul electric din transductoare Hall, în regim cvasistaționar. Dis., Institutul politehnic Timișoara, 1966.
6. R. V. Rojankovskii, Modelirovanie electriceskovo polea v datcikah Holla na provodeașcei bumage. Avtomaticeskii kontrol i izmeritelnaia tehnika, AN USSR, vîp 8., Kiev 1964, 46—51.
7. R. V. Rojankovskii, Modelirovnaie elektriceskovo polea datcika Holla. Matematiceskoe modellirovanie i elektriceskie țepi. AN USSR, vîp. IV., Kiev 1966, S. 253—269.
8. C. Șora, Asupra calculului unor mărimi referitoare la plăcile dreptunghiulare Hall, plecînd de la spectrul cîmpului electric. Electrotehnica, nr. 10 1967.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОПРАВОЧНОГО КОЭФФИЦИЕНТА К НАПРЯЖЕНИЮ ХОЛЛА ДЛЯ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПЛАСТИН НА ОСНОВЕ МОДЕЛИРОВАНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводится определение поправочного коэффициента напряжения Холла для прямоугольных илит Холл с полными управляющими электродами. Предлагается метод определения этого коэффициента, опираясь на спектр электрического поля в пластинке Холл, установленный на основании электрического моделирования. Метод весьма прост и имеет широкие перспективы применения.

Работа содержит замечания о точности метода рассмотрения поля пластины Холл на основании электрокинетического моделирования.

Устанавливается удовлетворительное соответствие между полученными опытными значениями и литературными данными.

BESTIMMUNG DER KORREKTIONSGRÖSSE DER HALLSPANNUNG BEI HALLPLÄTTCHEN, AUF GRUND EINER MODELLIERUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Bestimmung einer Korrektionsgrösse der Hallspannung bei rechteckförmigen Hallplättchen mit vollen Steuerelektroden. Es wird eine Methode zur Bestimmung dieser Grösse vor-

gelegt, in der von dem durch elektrochinetische Modellierung bestimmten Feldverlauf im Hallplättchen ausgegangen wird. Die Methode ist einfach und mit grossen Anwendungsmöglichkeiten.

In der Arbeit werden auch einige Betrachtungen betreffend die Genauigkeit der Methode der Bestimmung des Feldes im Halbleiterplättchen mit Hilfe der elektrochinetischen Modellierung angeführt. Es wird eine befriedigende Übereinstimmung zwischen experimentellen und theoretischen Ergebnissen festgestellt.

DESPRE GENERALIZAREA UNUI SISTEM DE PARAMETRI AI CUADRIPOLULUI ELECTRIC *)

DE

C. ŞORA

INTRODUCERE

In lucrări anterioare autorul a propus introducerea în studiul cuadripolilor a unor parametri definiţi, respectiv determinaţi pe baza unui regim de alimentare al cuadripolului cercetat pe la ambele perechi de borne, în condiţii particulare. Sistemul de parametri independenţi propus este constituit din admitanţele care rezultă la cele două perechi de borne, atunci cînd cuadripolul care se cercetează este alimentat simultan pe la ambele capete cu tensiuni egale, în fază şi în opoziţie [6], [7], [8]. Este evident că alimentarea cuadripolului în condiţiile menţionate se face numai în scop de măsurare, astfel că reprezintă un regim de încercare al cuadripolului.

Acest sistem de parametri se poate folosi principial în cele mai generale cazuri. Regimul de alimentare cu tensiuni egale, în fază şi în opoziţie, menţionat în literatură în legătură cu stabilirea schemei în punte pentru cuadripolii simetrici şi cu demonstrarea teoremei simetriei lui Bartlett [2], apare ca un caz particular.

Pentru mărirea domeniului de aplicare al sistemului de parametri introdus, apare necesitatea luării în consideraţie a unor condiţii de alimentare mai generale. Astfel, în scopul dezvoltării metodei, în prezenta lucrare se analizează şi regimul de alimentare al cuadripolului pe la ambele capete cu tensiuni tot în fază şi în opoziţie, însă de valori diferite.

SISTEMUL DE PARAMETRI PROPUS

Ideia de la care s-a plecat a fost introducerea în studiul cuadripolilor a unui sistem de parametri, pe baza existenţei unui anumit raport între tensiunile de la cele două perechi de borne ale cuadripolului. Principial, se pot

*) Lucrare comunicată la cea de a XII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice, martie 1966.

considera diferite regimuri de alimentare ale cuadripolului pe la ambele capete. Din motive de simplicitate, atît în ceea ce priveşte calculele cît şi posibilităţile de încercare experimentală, tensiunile la cele două capete se consideră în fază şi în opoziţie. Pentru studiul unui număr destul de mare de circuite cuadripolare este suficient dacă valorile tensiunilor la cele două perechi de borne sînt egale; există însă şi cazuri cînd tensiunile la cele două perechi de borne este util să se considere de valori diferite.

Introducînd ca variabilă raportul complex al tensiunilor la borne

$$\bar{k}_u = \frac{\bar{U}_2}{\bar{U}_1} = k_u \cdot e^{j\alpha} \tag{1}$$

pentru admitanţele echivalente la cele două perechi de borne ale cuadripolului se obţin expresiile

$$\begin{aligned} \bar{Y}_1 &= \bar{Y}_{11} + \bar{Y}_{12} \cdot \bar{k}_u \\ \bar{Y}_2 &= -\bar{Y}_{21} \cdot \frac{1}{\bar{k}_u} - \bar{Y}_{22}. \end{aligned} \tag{2}$$

Dacă tensiunile sînt egale şi în fază ($\alpha = 0$), raportul complex al tensiunilor la borne (rel. 1), devine $\bar{k}_u = 1$, iar dacă tensiunile sînt egale şi în opoziţie ($\alpha = \pi$), acest raport va fi $\bar{k}_u = -1$.

Notînd cu $(\bar{Y}_1)_1$ şi $(\bar{Y}_2)_1$ admitanţele echivalente la cele două capete pentru $\bar{k}_u = 1$ şi cu $(\bar{Y}_1)_{-1}$ şi $(\bar{Y}_2)_{-1}$ admitanţele echivalente la cele două capete pentru $\bar{k}_u = -1$, rezultă următorul sistem de patru parametri independenţi:

$$(\bar{Y}_1)_1, \quad (\bar{Y}_2)_1, \quad (\bar{Y}_1)_{-1} \text{ şi } (\bar{Y}_2)_{-1}. \tag{3}$$

Aceşti parametri se pot calcula, iar dacă cuadripolul este realizat se pot determina pe cale experimentală, pe baza regimului de încercare menţionat.

Exprimarea elementelor diferitelor matrice ale cuadripolului în funcţie de parametrii $(\bar{Y}_1)_1$, $(\bar{Y}_2)_1$, $(\bar{Y}_1)_{-1}$ şi $(\bar{Y}_2)_{-1}$ se face pe baza unor relaţii relativ simple [6]. Astfel se obţin expresiile

$$\| Y \| = \begin{Vmatrix} \dfrac{(\bar{Y}_1)_{-1} + (\bar{Y}_1)_1}{2} & -\dfrac{(\bar{Y}_1)_{-1} - (\bar{Y}_1)_1}{2} \\ \dfrac{(\bar{Y}_2)_{-1} - (\bar{Y}_2)_1}{2} & -\dfrac{(\bar{Y}_2)_{-1} + (\bar{Y}_2)_1}{2} \end{Vmatrix} \tag{4}$$

$$\| A \| = \frac{1}{(\bar{Y}_2)_{-1} - (\bar{Y}_2)_1} \begin{Vmatrix} (\bar{Y}_2)_{-1} + (\bar{Y}_2)_1 & 2 \\ \bar{F}(Y) & (\bar{Y}_1)_{-1} + (\bar{Y}_1)_1 \end{Vmatrix} \tag{5}$$

$$\| Z \| = \frac{1}{\bar{F}(Y)} \begin{Vmatrix} (\bar{Y}_2)_{-1} + (\bar{Y}_2)_1 & -(\bar{Y}_1)_{-1} + (\bar{Y}_1)_1 \\ (\bar{Y}_2)_{-1} - (\bar{Y}_2)_1 & -(\bar{Y}_1)_{-1} - (\bar{Y}_1)_1 \end{Vmatrix} \tag{6}$$

$$\|H\| = \frac{2}{(\overline{Y}_1)_{-1}+(\overline{Y}_1)_1} \begin{Vmatrix} 1 & \frac{(\overline{Y}_1)_{-1}-(\overline{Y}_1)_1}{2} \\ \frac{(\overline{Y}_2)_{-1}-(\overline{Y}_2)_1}{2} & |Y| \end{Vmatrix} \tag{7}$$

$$\|F\| = -\frac{2}{(\overline{Y}_2)_{-1}+(\overline{Y}_2)_1} \begin{Vmatrix} |Y| & -\frac{(\overline{Y}_1)_{-1}-(\overline{Y}_1)_1}{2} \\ -\frac{(\overline{Y}_2)_{-1}-(\overline{Y}_2)_1}{2} & 1 \end{Vmatrix} \tag{8}$$

unde

$$\overline{F}(Y)=(\overline{Y}_1)_1\cdot(\overline{Y}_2)_{-1}+(\overline{Y}_1)_{-1}\cdot(\overline{Y}_2)_1. \tag{9}$$

Se relevă simplicitatea pe care o reprezintă matricea admitanță.

Condiția de reciprocitate exprimată în funcție de parametrii studiați, este,

$$(\overline{Y}_1)_{-1}-(\overline{Y}_1)_1=(\overline{Y}_2)_{-2}-(\overline{Y}_2)_1. \tag{10}$$

Relațiile (4—8) pot fi particularizate ușor pentru cazul cînd cuadripolul este reciproc și de asemenea, cînd este reciproc și simetric. Rezultă expresii foarte simple, pe care nu le mai redăm.

Dacă parametrii Y diferă mult între ei, spre exemplu, $Y_{12}\ll Y_{11}$ și $Y_{22}\ll Y_{21}$, se observă din relațiile (2) că pentru condițiile de alimentare exprimate prin $\overline{k}_u=\pm 1$, deci tensiuni egale, în fază și în opoziție, admitanțele echivalente la cele două capete se modifică foarte puțin, ceea ce înseamnă o precizie mică la determinarea parametrilor. Aceste situații corespund de fapt cuadripolilor la care modulele rapoartelor de transformare ale tensiunilor în gol diferă mult de unu. În astfel de cazuri este avantajos ca tensiunile la cele două perechi de borne să fie de valori diferite.

Dacă se notează cu k_u cîtul dintre tensiunile la borne atunci cînd acestea sînt în fază ($\alpha=0$) și cu $-k_u$ același cît pentru cazul cînd tensiunile sînt în opoziție ($\alpha=\pi$), condițiile de alimentare ale cuadripolului pe la ambele capete se exprimă prin $\overline{k}_u=\pm k_u$, unde $k_u\neq 1$. Notînd cu indicele plus admitanțele echivalente dacă tensiunile sînt în fază și cu indicele minus dacă tensiunile sînt în opoziție, din relațiile (2) se obține :

$$\begin{aligned}(\overline{Y}_1)_+ &= \overline{Y}_{11}+\overline{Y}_{12}\cdot k_u \\ (\overline{Y}_2)_+ &= -\overline{Y}_{21}\cdot\frac{1}{k_u}-\overline{Y}_{22}\end{aligned} \tag{11}$$

și :

$$\begin{aligned}(\overline{Y}_1)_- &= \overline{Y}_{11}-\overline{Y}_{12}\cdot k_u \\ (\overline{Y}_2)_- &= \overline{Y}_{21}\frac{1}{k_u}-\overline{Y}_{22}\end{aligned} \tag{12}$$

în care k_u este un număr real, diferit de unu.

Sistemul de parametri independenți este în acest caz constituit din mărimile :

$$(\overline{Y}_1)_+,\ (\overline{Y}_2)_+,\ (\overline{Y}_1)_-\ \text{și}\ (\overline{Y}_2)_- \tag{13}$$

Ținînd seama de relațiile (11) și (12), pentru matricea admitanță se obține expresia :

$$\| Y \| = \left\| \begin{array}{cc} \dfrac{(\overline{Y}_1)_- + (\overline{Y}_1)_+}{2} & -\dfrac{(\overline{Y}_1)_- - (\overline{Y}_1)_+}{2k_u} \\ \dfrac{(\overline{Y}_2)_- - (\overline{Y}_2)_+}{2} \cdot k_u & -\dfrac{(\overline{Y}_2)_- + (\overline{Y}_2)_-}{2} \end{array} \right\| \tag{14}$$

Se observă că dacă în relația (14) se consideră $k_u = 1$, rezultă ca un caz particular relația (4).

Desigur că, pe baza relațiilor de legătură dintre elementele diferitelor matrice și ținînd seama de relația (14) se pot stabili fără nici o greutate și expresiile matricelor $\| A \|, \| Z \|, \| H \|$ și $\| F \|$ în funcție de parametrii studiați (relația 13).

În acest caz, $k_u \neq 1$, condiția de reciprocitate devine,

$$\frac{(\overline{Y}_1)_- - (\overline{Y}_1)_+}{2k_u} = \frac{(\overline{Y}_2)_- - (\overline{Y}_2)_+}{2} \cdot k_u$$

care poate fi însă și sub forma :

$$\frac{(\overline{Y}_1)_- - (\overline{Y}_1)_+}{(\overline{Y}_2)_- - (\overline{Y}_2)_+} = k_u^2. \tag{15}$$

Metoda poate fi generalizată într-o măsură și mai mare, dacă cîtul dintre tensiunile la cele două perechi de borne se consideră diferit pentru cele două defazaje ($\alpha = 0$ și $\alpha = \pi$). Pe baza considerațiilor deja expuse se pot stabili fără dificultate și în acest caz expresiile diferiților parametri. Desigur că rezultă expresii mai complicate. Astfel, notînd cu k_{u+} cîtul dintre tensiunile la borne dacă acestea sînt în fază și cu k_{u-} același cît dacă tensiunile sînt în opoziție, expresia matricei admitanță devine,

$$\| Y \| = \left\| \begin{array}{cc} (\overline{Y}_1)_- \cdot \dfrac{k_{u+}}{k_{u-}} + (Y_1)_+ & -\dfrac{(\overline{Y}_1)_- - (\overline{Y}_1)_+}{k_{u+} + k_{u-}} \\ \dfrac{(\overline{Y}_2)_- - (\overline{Y}_2)_+}{\dfrac{1}{k_{u+}} + \dfrac{1}{k_{u-}}} & -\dfrac{(\overline{Y}_2)_- k_{u-} + (\overline{Y}_2)_+ k_{u+}}{k_{u+} + k_{u-}} \end{array} \right\| \tag{16}$$

în care $k_{u+} \neq k_{u-}$.

Se observă că dacă $k_{u+} = k_{u-} = k_u$, se obține relația (14).

După cum s-a menționat deja, prin alimentarea cuadripolului pe la ambele capete se urmărește de fapt stabilirea unui anumit raport între tensiu-

nile la cele două perechi de borne. Aceasta nu înseamnă că față de ambele perechi de borne cuadripolul studiat se comportă întotdeauna ca și receptor. In funcție de condițiile de alimentare, cuadripolul privit dinspre cîte o pereche de borne se poate comporta atît ca receptor cît și ca generator. Se poate arăta că un rol important în comportarea cuadripolului, sub acest aspect, îl au cele două rapoarte de transformare ale tensiunilor în gol,

$$(\bar{k}_{u0})_1 = \left(\frac{\bar{U}_2}{\bar{U}_1}\right)_{I_2=0} \quad \text{și} \quad (\bar{k}_{u0})_2 = \left(\frac{\bar{U}_1}{\bar{U}_2}\right)_{I_1=0}.$$

Identificarea acestor domenii de funcționare se face comod în planul complex. Considerînd tensiunea la borne după axa reală și aplicînd regula de asociație a sensurilor de referință de la receptoare, cuadripolul se comportă ca receptor dacă componenta curentului după axa reală e pozitivă și ca generator dacă această componentă este negativă. De aceste observații trebuie să ținem seama deoarece ecuațiile cuadripolului alimentat pe la ambele capete au fost scrise admițînd pentru ambele perechi de borne regula de asociație a sensurilor de referință de la receptoare. Astfel, dacă față de o anumită pereche de borne cuadripolul se comportă ca generator, admitanța echivalentă care rezultă la bornele respective se ia cu semn schimbat față de cazul că comportarea ar fi de receptor.

In legătură cu determinarea parametrilor studiați se mai poate pune problema referitoare la modificarea ce rezultă prin schimbarea între ele a admitanțelor echivalente determinate pentru $\alpha=0$, cu cele corespunzătoare pentru $\alpha=\pi$. Dacă ne referim la matricea admitanță se constată ușor că aceasta are drept consecință numai schimbarea semnelor elementelor după diagonala secundară. Aceasta echivalează cu schimbarea între ele fie a bornelor de intrare fie a bornelor de ieșire, respectiv cu conectarea unui transformator ideal cu raport de transformare $1:-1$, la intrarea sau ieșirea cuadripolului studiat.

REZULTATE EXPERIMENTALE

In cele ce urmează se prezintă rezultatele experimentale efectuate asupra unui cuadripol nereciproc.

Incercările experimentale s-au efectuat asupra transistorului de producție indigenă EFT-125, la frecvența de 1 000 Hz. La această frecvență comportartea transistorului încercat este practic rezistivă, ceea ce s-a verificat și oscilografic. Alimentarea pe la cele două capete s-a făcut de la un generator de ton, defazajul de 0° și 180° între tensiunile la borne obținîndu-se în mod simplu cu ajutorul unui transformator intercalat în circuitul de alimentare al unei perechi de borne. Deoarece ne interesează comportarea transitorului în curent alternativ, s-a folosit un montaj de separare a circuitelor de curent continuu și de curent alternativ, corespunzător dimensionat. Transistorul a fost conectat în schema cu emitor comun, punctul de funcționare

stabilit fiind $I_b = 68\,\mu A$, $U_{ec} = 7\,V$ și $I_c = 6{,}6\,mA$. Raportul de transformare al tensiunilor în gol, cu alimentare pe la bornele de intrare fiind mare și anume $k_{u0})_1 = 1\,560$, încercarea experimentului s-a efectuat considerînd tensiunile la cele două perechi de borne de valori diferite. Aceste tensiuni s-au stabilit la valorile $U_1 = U_{be} = 3{,}25 \cdot 10^{-3}\,V$ și $U_2 = U_{ce} = 2{,}2\,V$, astfel că în acest caz a rezultat $k_u = \pm 677$.

În aceste condiții, pentru $\alpha = 0$ s-au obținut valorile $(Y_1)_+ = 2{,}375 \cdot 10^{-3}\,S$ și $(Y_2)_+ = -0{,}145 \cdot 10^{-3}\,S$.

Admitanța echivalentă $(Y_2)_+$ s-a luat cu semnul minus, deoarece în acest regim de alimentare trasistorul s-a comportat față de bornele $22'$ ca generator.

Pesntru $\alpha = \pi$ s-au obținut valorile :

$$(Y_1)_- = 0{,}1 \cdot 10^{-3}\,S \quad \text{și} \quad (Y_2)_- = 0{,}331 \cdot 10^{-3}\,S.$$

Pentru verificarea rezultatelor obținute parametrii trasistorului s-au determinat în același punct de funcționare și direct, cu ajutorul unui aparat de laborator (R.F.T. — Tip 1014). Deoarece cu ajutorul acestui aparat se determină modulele parametrilor H, la frecvența de 1 000 Hz, a fost necesar să se calculeze acești parametri în funcție de mărimile $(Y_1)_1$, $(Y_2)_1$, $(Y_1)_{-1}$ și $(Y_2)_{-1}$ determinate experimental. Valorile obținute în calcul au fost: $H_{11} = 576\,\Omega$, $H_{12} = 5{,}41 \cdot 10^{-4}$, $H_{21} = 92{,}7$ și $H_{22} = 180 \cdot 10^{-6}\,S$, iar cu ajutorul aparatului menționat $H_{11} = 580\,\Omega$, $H_{12} = 4{,}5 \cdot 10^{-4}$, $H_{21} = 94{,}5$ și $H_{22} = 171 \cdot 10^{-6}\,S$. Concordanța dintre valorile găsite, pe cele două căi, se consideră corespunzătoare.

V. CONCLUZIE

În lucrare se prezintă un sistem de parametri independenți definiți pe baza existenței unui anumit raport între tensiunile de la cele două perechi de borne ale cuadripolului. În acest scop cuadripolul se consideră alimentat simultan pe la ambele capete în condiții de alimentare particulare. Tensiunile la borne se consideră o dată în fază și apoi în opoziție, iar valorile lor egale sau diferite, după structura cuadripolului. Prin luarea în considerare a unor condiții de alimentare mai generale, lucrarea reprezintă o dezvoltare a unei metode propusă anterior de autor.

Elementele diferitelor matrice ale cuadripolului se exprimă în funcție de parametrii analizați pe baza unor relații relativ simple. În mod deosebit se relevă simplicitatea pe care o prezintă matricea admitanță. O remarcă similară se poate face și în legătură cu exprimarea, cu ajutorul acestor parametri, a condiției de reciprocitate a cuadripolului.

Sistemul de parametri analizat se poate aplica, principial, în studiul oricărui cuadripol diport. Rezultatele experimentale constituiesc o confirmare a considerațiilor teoretice expuse în lucrare.

BIBLIOGRAFIE

1. F. Cahen, *Electrotechnique,* Gauthier-Villers Paris, 1962.
2. W. Cauer, *Theorie der linearen Wechselstromschaltungen,* Akademie Verlag Berlin, 1954.
3. R. Feldkeller, *Einführung in die Vierpoltheorie der elektrischen Nachrichtentechnik,* S. Hirzel, Leipzig, 1948.
4. T. Scheler, Becke H. W., Ein Beitrag zur mathematischen Behandlung des Transistors als linearer Vierpol, Frequenz 10 (1956), nr. 4.
5. R. Rădulet, A. Țugulea, Asupra regulilor de asociație a sensurilor de referință în electrotehnică. Electrotehnica nr. 9 (1959).
6. C. Șora, Admitanțele echivalente ale cuadripolilor alimentați pe la ambele capete. Dis. 1961.
7. C. Șora, Unele aspecte privind alegerea mărimilor caracteristice independente ale cuadripolului electric. Bul. Inst. Pol. Timișoara t. 7 (1962).
8. C. Șora, *Cuadripolul electric: Teorie și aplicații.* Editura Tehnică, București 1964.

К ОБОБЩЕНИЮ СИСТЕМЫ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ЧЕТЫРЕХПОЛЮСНИКА

(РЕЗЮМЕ)

Автор дает систему самостоятельных параметров электрического четырехолюсника, определенную на основе режима питания четырехполюсника с обеих концов, в частных условиях. Напряжения на двух парах зажимов принимаются в фазе и в противофазе, имея равные или различные значения.

Указываются особенности и возможности применения исследуемой системы параметров. Опытаные испытания подтверждают теоретические обоснования изложенные в работе.

Считаем что исследования система параметров благоприятно пополняет остальные системы используемые в теории четырехполюсника.

SUR LA GÉNÉRALISATION D'UN SYSTÈME DE PARAMÈTRES DU QUADRIPÔLE ELECTRIQUE

(RÉSUMÉ)

L'auteur présente un système de paramètres indépendents du quadripôle électrique, réposant sur un régime d'alimentation du quadripôle aux deux accès, dans des conditions particulières. Les tensions aux deux paires de bornes sont considerées en phase et en opposition, de valeurs égales ou différentes.

On y relève les particularitées et les possibilités d'aplication du système de paramètres étudié. Les essais expérimentaux effectués confirment les considérations théoriques exposées dans ce travail.

On peut estimer que le système de paramètres étudié vient compléter avantagensement les autres systèmes utilisés dans la théorie du quadripôle.

STABILIZATOARE DE TENSIUNE CU TRANZISTOARE

DE

AL. ROGOJAN, W. BERNATH

Literatura este bogată în lucrări ce se referă la stabilizatoare de tensiune cu tranzistoare, totuşi există chestiuni care necesită o precizare. Prezentul articol îşi propune să aducă o contribuţie în acest sens, privind calculul stabilizatoarelor.

CONSIDERAŢIUNI ASUPRA FUNCŢIONARII STABILIZATORULUI

O schemă de stabilizare are rolul de a menţine constantă tensiunea la ieşire cînd apar variaţii ale sarcinii sau ale tensiunii de alimentare.

In figura 1 este arătat circuitul de sarcină al unei astfel de scheme. Tranzistorul T prin care trece curentul de sarcină este alimentat de la un generator de tensiune cu rezistenţa interioară R_i şi cu tensiunea electromotoare u_E. Tensiunea stabilizată la ieşire este $U_0 = \text{const}$. Din fig. 1 se poate scrie:

$$u_E - U_0 = R_i I_c + u_c. \quad (1)$$

Tensiunea electromotoare poate avea ondulaţii şi presupunînd, fără a face prin aceasta prea mare eroare, că ele sînt sinusoidale avem:

$$u_E = U_E + U_{ond} \sin \omega t. \quad (2)$$

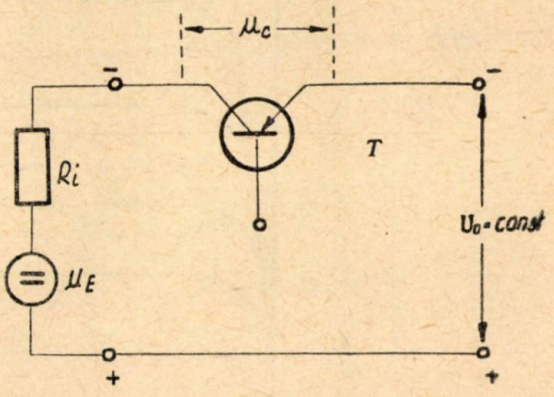


Fig. 1.

In relaţia (1) $I_c = I_s$ este constant chiar atunci cînd u_E are ondulaţii, deoarece sistemul de reglaj al stabilizatorului lucrează rapid şi păstrează pe U_0 constant, iar cum rezistenţa de sarcină R_s la bornele căreia se află

U_0 este şi ea constantă înseamnă că şi $I_c = I_s = \text{constant}$. În felul acesta stabilizatorul execută şi o aplatizare a ondulaţiilor.

Introducînd pe (2) în (1) obţinem

$$U_E - U_0 + U_{ond} \sin \omega t = R_l I_c + u_c \tag{3}$$

Cum U_E, U_0, R_l şi I_c sînt mărimi constante, ca să poată exista relaţia (3) trebuie să avem

$$u_c = U_c + u_{c\sim} \tag{4}$$

Astfel relaţia (3) poate fi împărţită în două relaţii, una pentru componentele continue şi cealaltă pentru cele alternative, anume:

$$U_E - U_0 = R_l I_c + U_c \tag{5}$$

$$U_{ond} \sin \omega t = u_{c\sim} \tag{6}$$

Aceasta înseamnă că ondulaţiile tensiunii electromotoare sînt preluate de către tranzistor.

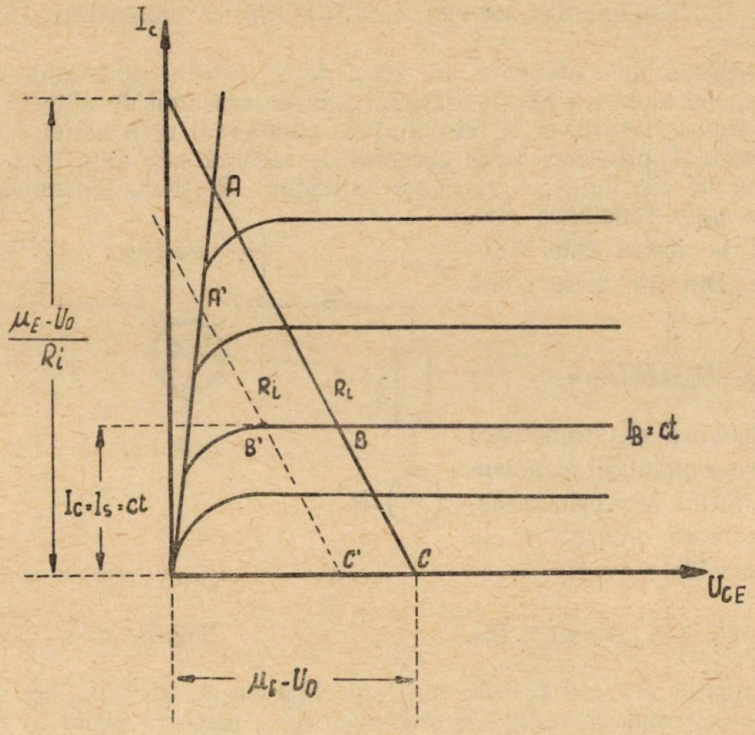


Fig. 2.

Ecuația (1) poate fi rezolvată și analizată numai pe cale grafică deoarece legătura între I_c și U_c este dată sub forma caracteristicilor $I_c = f(U_c)$ pentru I_B = const, ale tranzistorului, exprimate și ele grafic. Pentru aceasta se trasează pe caracteristici dreapta rezistenței, care intervine în ecuație și care este R_l, ca în fig. 2. Punctele de intersecție a dreptei cu axele de coordonate sînt:

$$u_c = u_E - U_0; \quad I_c = 0 \tag{7}$$

$$I_c = \frac{u_E - U_0}{R_l}; \quad u_c = 0. \tag{8}$$

Să considerăm întîi cazul cînd nu avem ondulații. In acest caz este valabilă relația (5). Se pot prezenta următoarele situații:

1. Tensiunile electromotoare U_E și U_0 se păstrează aceleași, iar pentru curentul de sarcină $I_s = I_c$ se dau diferite valori.

Intr-o astfel de situație în conformitate cu relațiile (7) și (8) dreapta rezistenței R_l își păstrează poziția iar punctul de funcționare al tranzistorului se deplasează pe dreapta R_l, așa fel că în gol ($I_c = I_s = 0$) el se află în C, iar la sarcina maximă ($I_{c\,max} = I_{s\,max}$) în B.

2. Curentul de sarcină $I_s = I_c$ și tensinuea U_0 se păstrează aceleași, iar tensiunea electromotoare U_E ia diferite valori.

Intr-o astfel de situație dreapta R_l se deplasează paralel cu ea însăși, căci coeficientul ei unghiular rămîne același, după cum se vede din (7) și (8), iar punctul de funcționare se deplasează odată cu ea. Dreapta în noua poziție din fig. 2 este trasată punctat.

3. Tensiunea U_0 se păstrează aceeași iar curentul de sarcină $I_s = I_c$ cît și tensiunea electromotoare U_E iau diferite valori.

In situația aceasta avem atît o deplasare a punctului de funcționare pe dreapta rezistenței cît și o deplasare a dreptei rezistenței.

Situația cînd U_0 ia diferite valori se reduce la situația de la punctul 3, deoarece în mod corespunzător iau diferite valori I_s precum și $U_E - U_0$.

Să considerăm acum cazul cînd avem ondulații.

Acest caz nu diferă principial de cazul cînd nu avem ondulații, trebuie doar să ținem seama că tensiunea electromotoare u_E are o componentă continuă, care este valoarea medie ce se măsoară cu un voltmetru de c.c., și o componentă alternativă $U_{ond} \sin \omega t$. Cînd U_E variază, variază în general lent, în funcție de fluctuațiile tensiunii rețelei care alimentează stabilizatorul, iar $U_{ond} \sin \omega t$ variază cu dublul frecvenței rețelei de alimentare. Prin urmare dreapta rezistenței R_l se va deplasa paralel cu ea însăși lent corespunzător modificării valorii medii U_E și se va deplasa rapid cu frecvența ondulațiilor

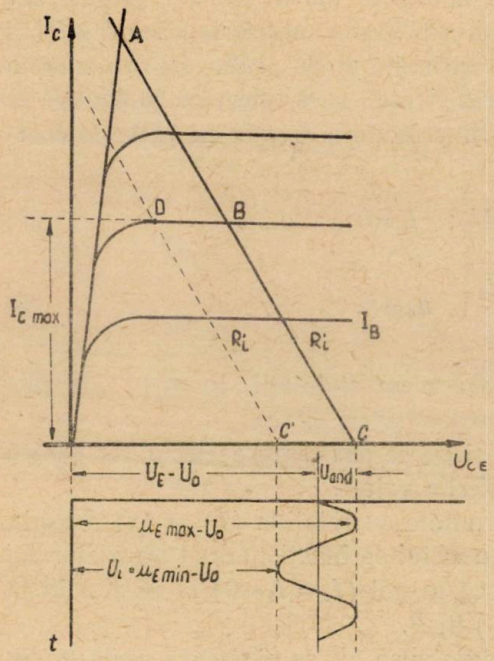


Fig. 3.

în jurul poziției determinate de deplasarea lentă. În fig. 3 s-a considerat U_E =const. și a fost trasată dreapta rezistenței în două poziții, corespunzătoare valorii momentane maxime $u_{E\,max}$ și minime $u_{E\,min}$ a tensiunii electromotoare u_E.

Se vede din fig. 3 că pentru a se putea face stabilizarea, adică $I_s = I_c$ să poată fi menținut constant chiar la valoarea maximă stabilită la proiectare, nu este îngăduit ca tensiunea $u_{E\,min} - U_0$, ce apare în schemă, să devină mai mică decît o valoare limită, să o numim U_L. Această tensiune limită U_L este aceea tensiune $u_{E\,min} - U_0$, pentru care dreapta rezistenței R_l taie caracteristica tranzistorului, la curentul maxim pe care trebuie să-l debiteze stabilizatorul, înainte de cotul curbei. Dacă acest lucru nu ar fi valabil, se vede din fig. 3, că dreapta rezistenței ar tăia porțiunea cu pantă mare a caracteristicilor tranzistorului la un curent de colector mai mic decît cel maxim și deci oricît ar crește curentul de bază I_B, (creștere determinată de sistemul de reglaj automat), curentul $I_s = I_c$ nu poate atinge valoarea cerută. Trebuie deci ca tensiunea rețelei, de care depinde u_E, să aibă o valoare care să asigure condiția :

$$u_{E\,min} - U_0 \geqslant U_L. \tag{9}$$

Presupunem că această condiție nu e satisfăcută și avem, spre exemplu, în valori absolute :

$$U_L + 2U_{ond} > u_{E\,max} - U_0 > U_L. \tag{10}$$

Atunci curentul $I_{s\,max}$, cu care presupunem că lucrăm, poate fi atins numai pentru acele valori momentane care sînt mai mari ca U_L, adică atunci cînd avem $u_E - U_0 > U_L$. Pentru intervalul de timp cînd $u_E - U_0 < U_L$ curentul prin sarcină $I_s = I_c$ scade sub $I_{s\,max}$ corespunzător punctului de intersecție a dreptei rezistenței cu porțiunea de caracteristică cu pantă mare a tranzistorului, iar tensiunea la ieșire devine mai mică decît U_0 (în valoare absolută). În acest caz, și cînd stabilizatorul furnizează tensiune negativă, oscilograma tensiunii la ieșire se prezintă ca în fig. 4 *a*.

Presupunem că avem :

$$u_{E\,max} - U_0 < U_L \tag{11}$$

In acest caz, cum e ușor de văzut, curentul $I_{s\,max}$ și deci tensiunea U_0 nu mai pot fi atinse și oscilograma tensiunii la ieșire se prezintă ca în fig. 4, *b*. (Deoarece avem de a face cu tensiuni negative, axa de potențial zero trebuie considerată, în fig. 4 *a* și 4 *b*, deasupra curbelor.)

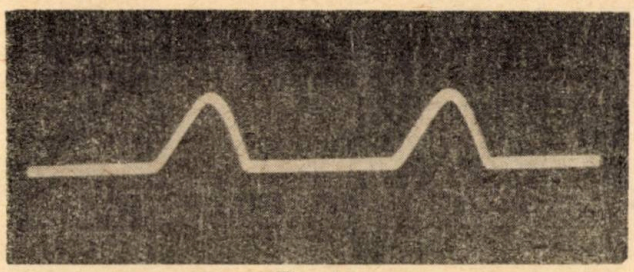


Fig. 4*a*.

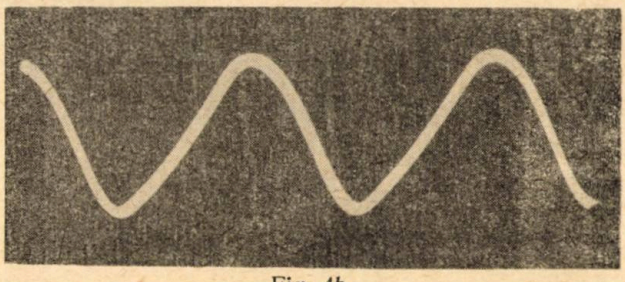


Fig. 4*b*.

Aceleași considerații sînt valabile și cînd ne-am stabilit la un curent de sarcină diferit de cel maxim. Este evident însă că la curenți mai mici se poate obține stabilizarea cu tensiuni mai mici.

METODA DE CALCUL

Se consideră schema de stabilizare din fig. 5 și urmărim limitele tensiunilor și curenților la care se asigură stabilizarea.

Funcționarea schemei : Variațiile mici ale tensiunii U_0 modifică tensiunea bază-emiter a tranzistorului T_1, a cărui tensiune de colector, preluată de un lanț de repetoare de emiter, asigură un curent de bază la tranzistorul T_4 așa fel încît căderea de tensiune pe acest tranzistor și pe rezistența interioară R_i să fie totdeauna $u_E—U_0$.

Limitele de stabilizare sînt în funcție de rezistența interioară a sursei, sursă care pentru schema considerată este un redresor. In fig. 6 se prezintă caracteristicile de sarcină ale redresorului, calculate sau ridicate experimental. In cazul nostru ele au fost ridicate experimental, măsurătorile făcîndu-se cu instrumente ce indică valori medii.

Se observă că rezistența interioară nu este chiar constantă, ea depinde de sarcină. Pe o porțiune mare însă, rezistența interioară a redresorului poate fi considerată $R_i = 5\ \Omega$.

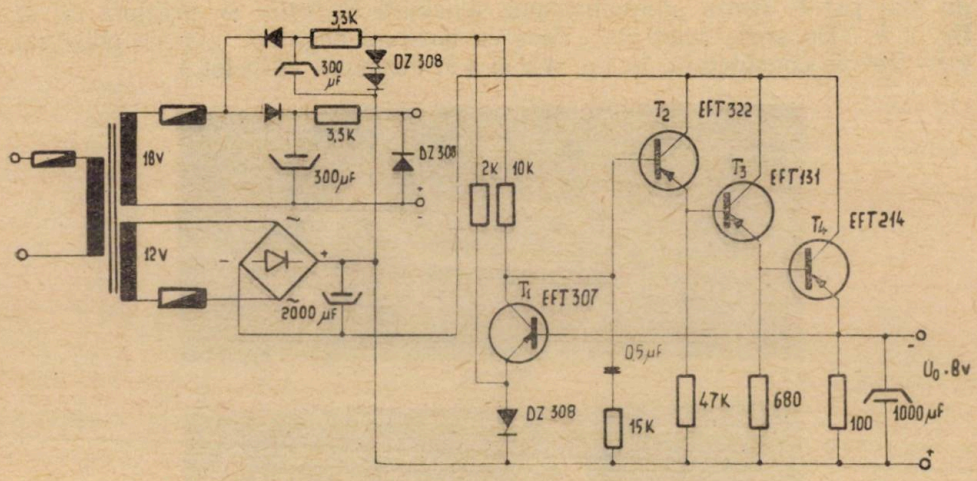

33K
300 µF
DZ 308
3,5K
18V
300µF
DZ 308
12V
2000 µF
2K
10K
T2 EFT322
T3 EFT131
T4 EFT214
T1 EFT307
0,5µF
DZ 308
15K
47K
680
100
1000µF
U0 . 8V

Fig. 5.

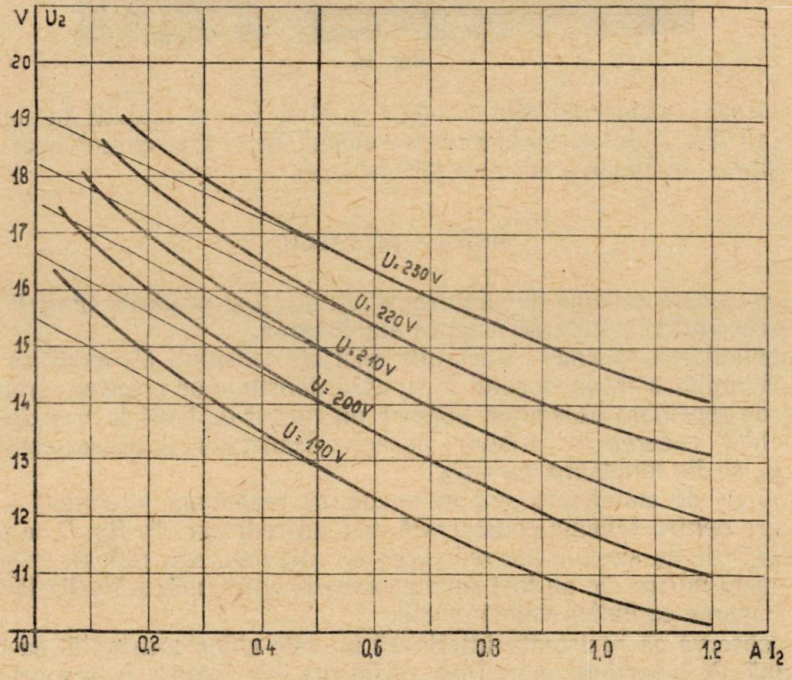

V U2
20
19
18
17
16
15
14
13
12
11
10
0,2
0,4
0,6
0,8
1,0
1,2
A I2
U: 230V
U: 220V
U: 210V
U: 200V
U: 190V

Fig. 6.

Tensiunea electromotoare U_E (valoarea medie) se determină din curbele de sarcină. Intersecția între axa ordonatelor și tangenta la caracteristică, în punctul de funcționare plasat la mijlocul porțiunii ce poate fi considerată rectilinie (fig. 5), ne dă valoarea medie U_E, deoarece măsurătorile s-au făcut cu un voltmetru de c.c. care indică valori medii.

Pentru un stabilizator construit, avînd o tensiune stabilizată de $U_0=8$ V și un curent de sarcină maxim $I_{s\,max}=1{,}2$ A, respectiv $I_{s\,max}=1$ A, s-a completat tabelul 1, folosind curbele de sarcină (fig. 6) a redresorului, determinînd cu ajutorul lor pe U_E, măsurînd ondulațiile U_{ond} și apoi calculînd pe $U_E-U_0-U_{ond}$.

Tabelul 1

U rețea Volt eff	I_s A	U_E V	U_{ond} V	$U_E-U_0-U_{ond}$ V
230	1,2 1,0	19 19	1,9 1,75	9,1 9,25
220	1,2 1,0	18,2 18,2	1,9 1,75	8,3 8,45
210	1,2 1,0	17,5 17,5	1,9 1,75	7,6 7,75
200	1,2 1,0	16,6 16,6	1,9 1,75	6,7 6,85
190	1,2 1,0	15,5 15,5	1,9 1,75	5,6 5,75

Translatînd dreapta rezistenței ($R_l=5\,\Omega$) în planul $U_c=f(I_c)$ al tranzistorului T_4 (fig. 7) așa fel încît la curentul $I_{s\,max}$ dreapta încă să nu ajungă în cotul caracteristicilor tranzistorului putem citi pe abscisă valoarea tensiunii minime admise U_L cu care, din tabelul 1, găsim limita inferioară a tensiunii de rețea la care se mai poate face stabilizarea.

In cazul nostru pentru o sarcină de $I_{s\,max}=1{,}2$ A avem $U_L=6{,}5$ V și se vede din tabel că tensiunea rețelei de alimentare poate coborî pînă la 200 V iar pentru $I_{s\,max}=1$ A avem $U_L=5{,}7$ V și tensiunea rețelei poate coborî pînă la 190 V.

Dacă tensiunea U_E scade astfel încît valoarea momentană a tensiunii u_E-U_0 existentă în schemă devine mai mică decît tensiunea minimă admisă U_L tensiunea la ieșirea stabilizatorului ia forma oscilogramei din fig. 4 *a* respectiv 4 *b*.

Pentru determinarea limitei superioare a tensiunii ce poate fi stabilizată este hotărîtoare puterea disipată maxim admisă a tranzistorului T_4.

Neglijînd ondulațiile avem :

$$P_{d\ max\ adm} = I_{c\ max} \cdot U_{c\ max} . \tag{12}$$

Din relația (12) calculăm pe $U_{c\ max}$. Cu această valoare calculăm din (1) pe :

$$U_{E\ max} = R_l I_{c\ max} + U_0 + U_{c\ max} . \tag{13}$$

Admițînd că tranzistorul T_4 cu radiatorul prevăzut poate disipa $P_{d\ max\ adm} = 5$ W rezultă din (12) că pentru $I_{c\ max} = 1$ A avem $U_{c\ max} = 5$ V. Din (13) obținem $U_{E\ max} = 18$ V. Deci, din tabelul 1 se vede că tensiunea rețelei poate urca pînă la 230 V fără să depășim disipația de 5 W.

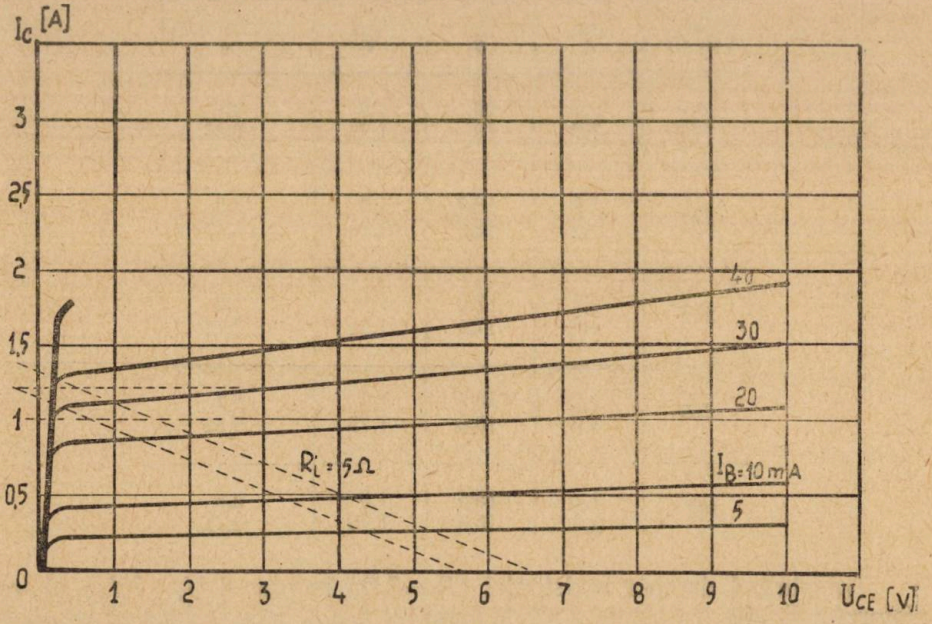


Fig. 7.

In cadrul laboratorului de Calculatoare numerice a I.P.T. folosind metoda indicată au fost proiectate și executate trei tipuri de stabilizatoare de tensiune $U_0 = 8$ V, $U_0 = 25$ V, $U_0 = 1{,}5$ V. Rezultatele experimentale sînt într-o concordanță deplină cu cele determinate prin calcul după metoda descrisă.

BIBLIOGRAFIE

C. Strugaru, Redresor stabilizat cu tranzistoare. Buletinul științific și tehnic al I.P.T., tom. 9, fasc. 2, iulie—decembrie 1964.

★ ★ ★ Calcul des circuits a transistors redige par les inginieurs de la Texas Instruments Incorprated. Dunod, Paris, 1965.

СТАБИЛИЗАТОРЫ НАПРЯЖЕНИЯ С ТРАНЗИСТОРАМИ

(РЕЗЮМЕ)

В первой части работы рассматривается, с теоретической точки зрения, работа стабилизатора напряжения с транзисторами. Учитываются характеристики транзистора мощности в первом этаже и прямая внутренного сопротивления питающего выпрямителя, являющегося для транзистора нагрузочным сопротивлением. Рассматриваются случаи изменения питающего напряжения, изменения тока от источника или же случаи изменения обеих величин. Записываются необходимые соотношения, учитывая и изменения напряжения выпрямителя питающего схему стабилизации.

Во второй части дается расчетный метод, позволяющий определение пределов достигаемых напряжениями и токами, для обеспечения стабилизации. Данный метод расчета использует соотношения установленные в первой части, а также и нагрузочные характеристики выпрямителя питающего схему стабилизации. По последним определяется значение внутреннего сопротивления, используемое в расчете. Опытные результаты полностью подтверждают расчеты.

Работа выясняет некоторые существенные вопросы связанные с схемами стабилизации с транзисторами, а также разрабатывает вышеуказанный расчетный метод.

TRANSISTORISIERTE SPANNUNGSSTABILISATOREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der erste Teil der vorliegenden Arbeit umfasst eine theoretische Analyse der Arbeitsweise eines transistorisierten Spannungsstabilisators. In Betracht gezogen werden die Kennlinien des Leitungstransistors der Endstufe und der Innenwiderstand des Speisegleichrichters, der für den Transistor einen Belastungswiderstand darstellt. Jene Fälle werden beachtet in welchen die Speisespannung oder der von der Quelle erhaltene Strom variiert, oder aber der Fall in dem sich beide Grössen ändern. In den verwendeten Beziehungen werden auch die Spannungswellen des Gleichrichters berücksichtigt.

Im zweiten Teil der Arbeit wird eine neue Berechnungsmethode erläutert. Mit dieser Methode werden die Grenzen bestimmt, welche die Spannungen und Ströme erreichen können damit die Stabilisierung gesichert ist. Die Berechnungsmethode macht Gebrauch von den im ersten Teil festgesetzten Beziehungen wie auch von den Leistungskennlinien des Gleichrichters, welcher den Stabilisierungsteil speist. Mit diesen Kennlinien wird der Wert des inneren Widerstandes bestimmt, welcher dann in der Berechnung verwendet wird. Die Ergebnisse der Versuche bestätigen in jeder Beziehung die Berechnungen.

Die Arbeit stellt einen Beitrag dar, indem sie einige wichtige Probleme der transistorisierten Stabilisierungsscheme klärt und eine neue Berechnungsmethode bringt.

AMPLIFICATOR DE SEMNAL PENTRU O INSTALAȚIE DE SORTARE AUTOMATĂ A MIEZURILOR DE FERITĂ CU CICLU RECTANGULAR *)

DE
AL. ROGOJAN

1. INTRODUCERE

In instalațiile de sortare automată a miezurilor de ferită cu ciclu de histereză rectangular, pentru memoriile calculatoarelor electronice, e necesar un amplificator care amplifică răspunsul miezului la excitarea cu un program de impulsuri. Acest amplificator, pe lîngă lățimea de bandă suficientă, factor de distorsiuni mic, amplificare constantă, lipsă de perturbații, trebuie să satisfacă și unele condiții mai deosebite, ce decurg din însăși forma semnalului de amplificat. În cele de mai jos vom arăta aceste condiții, schema rezultată pentru satisfacerea lor, modul de dimensionare al etajelor amplificatorului, precum și rezultatele experimentale obținute.

2 CONDIȚII SUPLIMENTARE IMPUSE DE FORMA SEMNALULUI DE AMPLIFICAT

Programul de impulsuri cu care este excitat miezul ce se încearcă și răspunsul acestuia, care reprezintă semnalul de amplificat, sînt arătate în fig. 1.

Impulsurile care interesează din semnal sînt U_{1n} **(unu neperturbat)** și U_{0p} (zero perturbat). Amplitudinea lor poate varia aproximativ între limitele : $U_{1n}=50\div100$ mV și $U_{0p}=7\div20$ mV. Amplitudinea lor maximă la ieșirea amplificatorului trebuie să atingă cca 30 V, atît pentru U_{1n} cît și pentru U_{0p}, în scopul ca discriminatorul să poată lucra în condiții bune și spre a se obține o eroare mică, căci la un anumit prag de sensibilitate a discriminatorului eroarea relativă de discriminare este cu atît mai mică cu cît valoarea absolută a tensiunii discriminate este mai mare.

Pragul de sensibilitate al discriminatorului este de 0,1 Volt și deci eroarea relativă, la amplitudinea maximă a impulsului, va fi $0{,}1\cdot100/30=0{,}33\%$, iar la amplitudinea minimă $0{,}1\cdot100/15=0{,}66\%$. Se poate conta prin urmare, în aceste condiții, pe o eroare mai mică de 1%.

---

*) Lucrarea a fost comunicată la sesiunea științifică din domeniul Calculatoarelor electronice și al automaticii, ținută la I.P. Timișoara în 26—27 mai 1967.

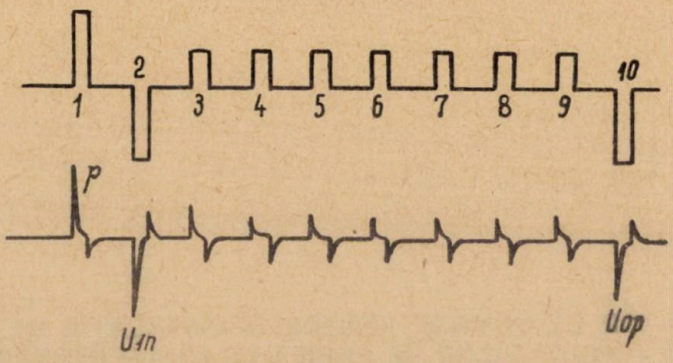


Fig. 1.

Din fig. 1 se vede că în componența semnalului, în afară de impulsurile utile, mai apare impulsul parazit *p*, care poate introduce complicații prin comandarea etajelor amplificatorului în regiuni unde apare curent de grătar. Acesta încarcă condensatoarele de cuplaj provocînd deplasarea punctului de funcționare a etajului respectiv și apariția de deformații mari în forma semnalului, urmat de erori de măsură importante. În fig. 2 se vede o astfel de

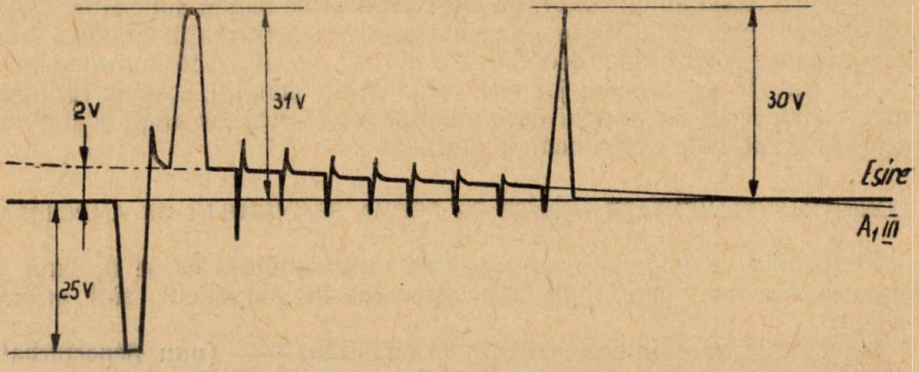


Fig. 2.

deformație a semnalului amplificat. Obținerea la ieșirea amplificatorului a unor semnale cu amplitudine de 30 V, cu tuburi de putere mică, în condițiile prezenței impulsului parazit de aceeași amplitudine cu a impulsurilor utile, prezintă dificultăți.

3. PRINCIPIILE CARE STAU LA BAZA SOLUȚIEI ȘI METODELE DE CALCUL

Pentru a avea o soluție simplă am evitat ecranarea amplificatorului. Înlăturarea, în aceste condiții, a perturbațiilor se face prin adoptarea de rezistențe relativ mici la intrările diverselor etaje. Astfel la intrarea primului etaj al amplificatorului avem o rezistență de 220 ohm. Ea e necesară aici

și pentru o mai bună adaptare la impedanța cablului de legătură, prin care sosește semnalul de amplificat.

Spre a evita consum mare din sursa de alimentare s-au ales tuburi de puteri mici și o tensiune anodică de 220 V. Aceasta din urmă este stabilizată prin strabilotron.

La etajele amplificatorului la care amplitudinea semnalului de comandă este deja importantă, cum impulsurile utile din semnal sînt de aceeași polaritate, se plasează punctul de funcționare la o margine a domeniului de comandă a tubului. De asemenea se realizează o limitare a impulsului parazit.

Pentru amplificarea impulsului U_{1n} sînt suficiente, după cum vom vedea, trei etaje. Pentru amplificarea impulsului U_{0p}, care este de cca 5 ori mai mic ca U_{1n}, sînt necesare încă două etaje. Dacă în aceste etaje din urmă impulsul U_{1n} pătrunde cu întreaga amplitudine el poate provoca o supracomandare și deci apariția curentului de grătar, motiv pentru care trebuie limitată, în etajele finale, și amplitudinea impulsului U_{1n}.

Intr-o primă etapă s-a încercat limitarea impulsului parazit la intrarea etajului 4, ca în [2], printr-o diodă în serie, după schema din fig. 3. Schema funcționează în felul următor. La grătarul tubului se stabilește un potențial de +4 V datorită căderii de tensiune de 5 V pe rezistența R, provocată de curentul care circulă de la punctul de potențial +9 V prin rezistența R_1, diodă și rezistența R_2, spre punctul de potențial — 70 V. Cînd la intrarea schemei apare un impuls pozitiv punctul a își ridică potențialul și curentul prin diodă se micșorează, iar apoi devine zero. Dacă creșterea amplitudinii impulsului este foarte rapidă, iar constanta de timp formată din capacitatea parazită și rezistența R_1 este relativ mare, dioda se blochează foarte repede și tensiunea la grătarul tubului nu mai urmărește semnalul ci o curbă exponențială. Dacă potențialul punctului a depășește +9 V dioda rămîne blocată și după ce la bornele capacității parazite s-a atins tensiunea maximă de 9 V. Acest moment coincide cu reducerea la zero a curentului prin rezistența R_1. Potențialul grătarului nu poate deci deveni mai ridicat de +9 V. Prin urmare amplitudinea semnalului ce ajunge la grătar este limitată la 9—4=5 V. S-a adoptat limitarea amplitudinii la 5 V deoarece la intrarea etajului al 4-lea amplitudinea impulsului U_{0p} este totdeauna mai mică decît această valoare.

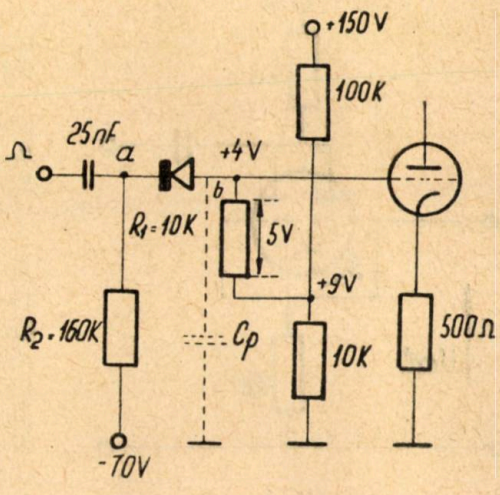


Fig. 3.

Nu am păstrat soluția indicată mai sus deoarece prezența diodei și a rezistenței R_1, prin care se încarcă capacitatea parazită c_p, micșorează lățimea de bandă a amplificatorului, ceea ce afectează și amplitudinea, care la lățimi diferite de impuls poate fi diferită chiar dacă la intrare amplitudinea era aceeași.

În soluția adoptată nu a fost folosită dioda semiconductoare. S-a procedat în felul următor. S-au ales așa fel punctele de funcționare și s-au dimensionat astfel etajele încît la impulsurile pozitive ce intervin în schemă să nu apară curent de grătar. Limitarea se face numai la etajele în care impulsul ce trebuie limitat este negativ, limitarea făcîndu-se prin aceea că se ajunge la curent anodic zero. Pentru lărgirea corespunzătoare a domeniului de comandă fără apariția curentului de grătar s-au introdus rezistențe atît în circuitul anodic cît și în cel catodic, așa cum se va arăta mai jos cînd se va prezenta schema etajelor.

Pentru dimensionarea acestor etaje s-a utilizat metoda grafo-analitică, care reprezintă o prelucrare după [2]. Metoda permite, în mod simplu, determinarea caracteristicilor etajului atunci cînd rezistența anodică R_a și rezistența catodică R_c sînt cunoscute. Astfel aceste rezistențe se adoptă, apoi se determină amplificarea și tensiunea de polarizare $u_{ext\,p}$ și tensiunea de intrare la care apare curentul de grătar $u_{ext\,g}$. Dacă caracteristicile nu sînt convenabile se iau alte valori modificate în sens potrivit. Încercările necesare sînt de obicei puține la număr.

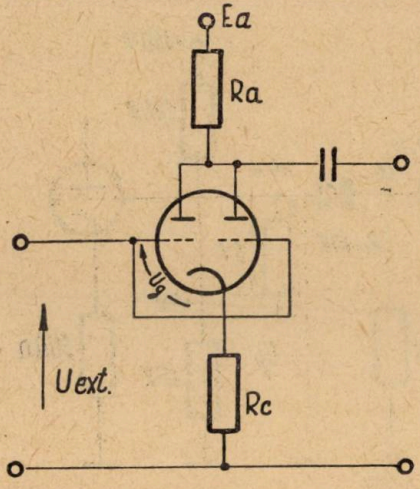


Fig. 4.

Spre exemplu vrem să determinăm caracteristicile etajului din fig. 4.

Pentru a obține caracteristicile căutate determinăm mai întîi curba $u_{ext} = f(i_a)$ pentru situația din figură. Se vede că putem scrie relația

$$u_{ext} = u_g + i_a R_c \qquad (1)$$

Pe aceasta o utilizăm în felul următor. Trasăm pe caracteristicile anodice ale tubului dreapta rezistenței $R_a + R_c$ corespunzător tensiunii E_a apoi dăm diferite valori tensiunii u_g, pentru care, din grafic, determinăm curentul anodic. Cu relația (1) calculăm valoarea corespunzătoare a lui u_{ext}. Alcătuim cu aceste valori un tabel și nu mai e necesar să trasăm grafic curba $u_{ext} = f(i_a)$, deoarece tot ce ne interesează putem obține de aici.

În cazul cînd lucrăm cu tuburi conectate în paralel ca în fig. 4, iar la dispoziție avem curbele $i_a = f(u_a)$ pentru o singură triodă a tubului, trasăm dreapta rezistenței pentru dublul valorilor rezistențelor adică pentru $R'_a + R'_c$ unde $R_a = 2R_a$ și $R'_c = 2R_c$.

4. SCHEMA AMPLIFICATORULUI

Pentru primele două etaje au fost alese tuburi de tipul 6Ej7, care au panta de 15,6 mA/V. S-au ales tuburi cu panta mare pentru a putea lua rezistențe anodice mici, spre a asigura lățime mare de bandă, simultan cu o amplificare suficientă. Proiectarea acestor două etaje s-a făcut ridicînd experimental caracteristicile dinamice $i_a = f(u_g)$ și $i_{g2} = f(u_g)$ pentru tensiunile de alimentare alese și pentru cîteva valori a rezistenței anodice R_a și catodice R_c, fig. 5. S-a calculat apoi din grafice panta dinamică și s-a determinat amplificarea etajelor. Schema celor două etaje se vede în fig. 6. Rezistența la intrare este mică pentru evitarea perturbațiilor și adaptarea cablului. În circuitul catodic avem rezistențe de 150 ohm, care au un efect de stabilizare în timp a caracteristicilor și de păstrare constantă a amplificării. Condensatorul de 220 pF, ce se află în paralel pe rezistența din circuitul catodic al primului tub, are rolul de a corecta curba de frecvență, tot la fel ca și inductivitățile din circuitul anodic. Valorile acestor trei elemente se ajustează experimental.

În partea de jos a fig. 6 sînt prezentate diagramele impulsurilor ce interesează din semnal. Ele sînt prezentate atît la intrare cît și la ieșire. La intrare impulsurile utile au amplitudinea cea mai mare ce poate interveni. Impulsul parazit este reprezentat punctat. La primele două etaje nu intervin probleme privind apariția de curenți de grătar căci amplitudinile sînt relativ mici. Amplificarea fiecărui etaj este de 7,2 deci a ambelor etaje este cca 50.

Tuburile acestor două etaje sînt montate elastic pentru a evita microfonia.

Tabelul 1

E_a=180 V, R'_c=0,6 Kohm,			R'_a=6 Kohm $R'_a+R'_c$=6,6 Kohm
Nr. crt.	u_g V	i_a mA	u_{ext} V=$u_g+i_aR'_c$
1	0	12,5	7,5
2	−1	10	5
3	−2	7	2,2
4	−3	5	0
5	−4	2,7	−2,4
6	−5	1,5	−4,1

Schema etajului al 3-lea se vede în fig. 7. Tubul ales este 6H1П, la care cele două triode au fost legate în paralel în scopul de a obține o pantă mai mare. Etajul are în circuitul catodic o rezistență de valoare relativ ridicată, anume de 330 ohm, motiv pentru care el a fost dimensionat după metoda indicată în capitolul precedent. Alcătuim tabelul 1, din care putem calcula panta dinamică. Aceasta, în cazul nostru este jumătatea pantei reale din schemă, pentru că în tabel am considerat curentul unui singur tub, după caracteristicile ce ne stau la dispoziție. Luînd pozițiile 2 și 3 din tabel obținem

$$S'_D = \frac{S_D}{2} = \frac{3}{2{,}8} = 1{,}07 \text{mA/V}.$$

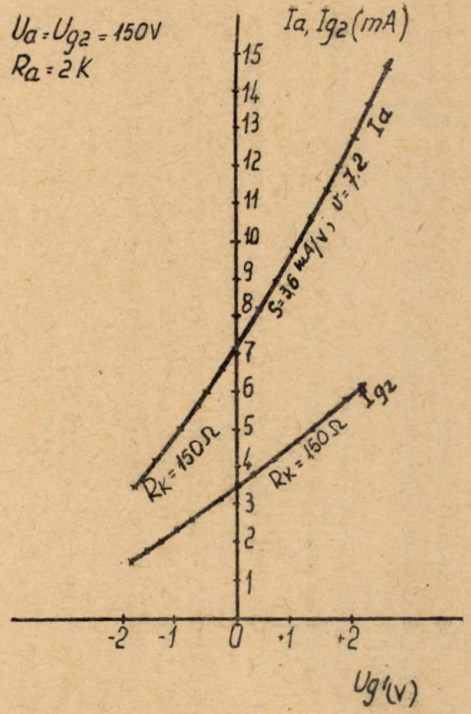

Ua = Ug2 = 150V
Ra = 2K
Ia, Ig2 (mA)
15
14
13
12
11
10
9
8
7
6
5
4
3
2
1
S=3,6 mA/V; U=7,2
Ia
Ig2
Rk = 150Ω
Rk = 150Ω
-2
-1
0
+1
+2
Ug1(V)

Fig. 5.

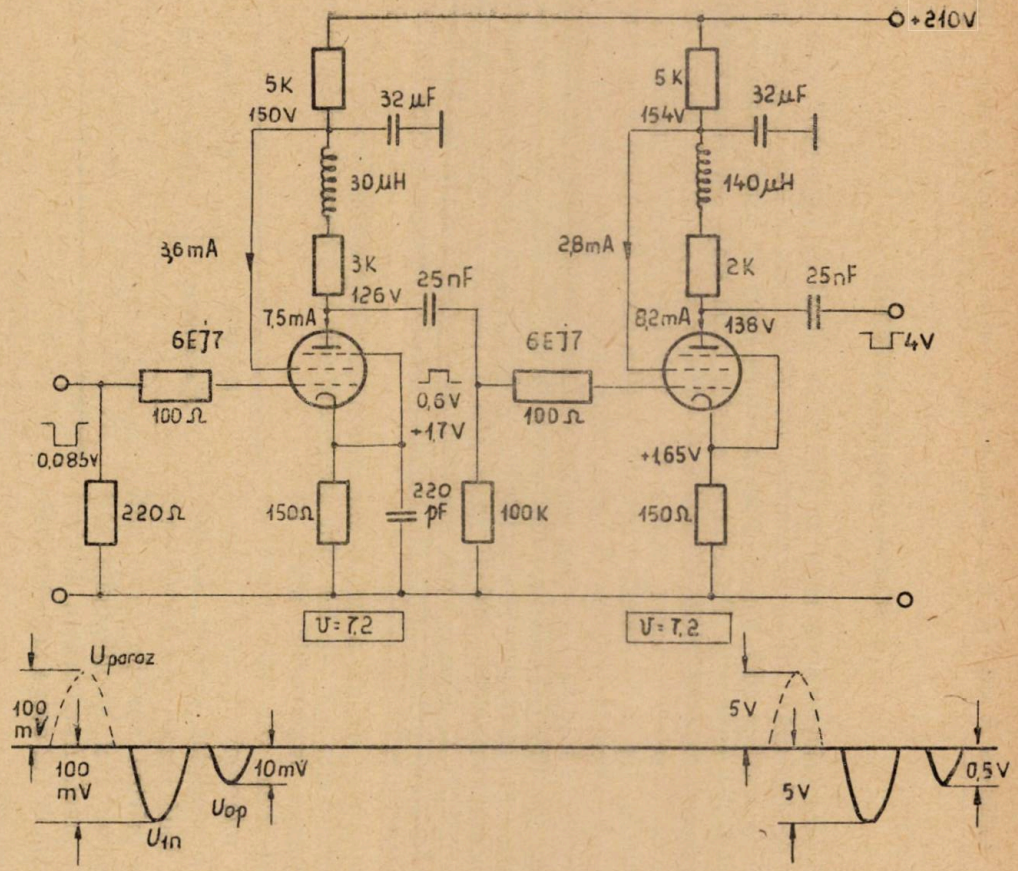

+210V
5K
150V
32 µF
30 µH
3,6 mA
3K
126 V
25 nF
7,5 mA
6E7
100 Ω
0,085V
220 Ω
150Ω
220 pF
0,6V
+1,7V
100K
U = 7,2
5K
154V
32 µF
140 µH
2,8 mA
2K
25nF
8,2 mA
138 V
4V
6E7
100 Ω
+1,65V
150Ω
U = 7,2
Uparaz
100 mV
100 mV
10mV
Uop
U1n
5V
5V
0,5V

Fig. 6.

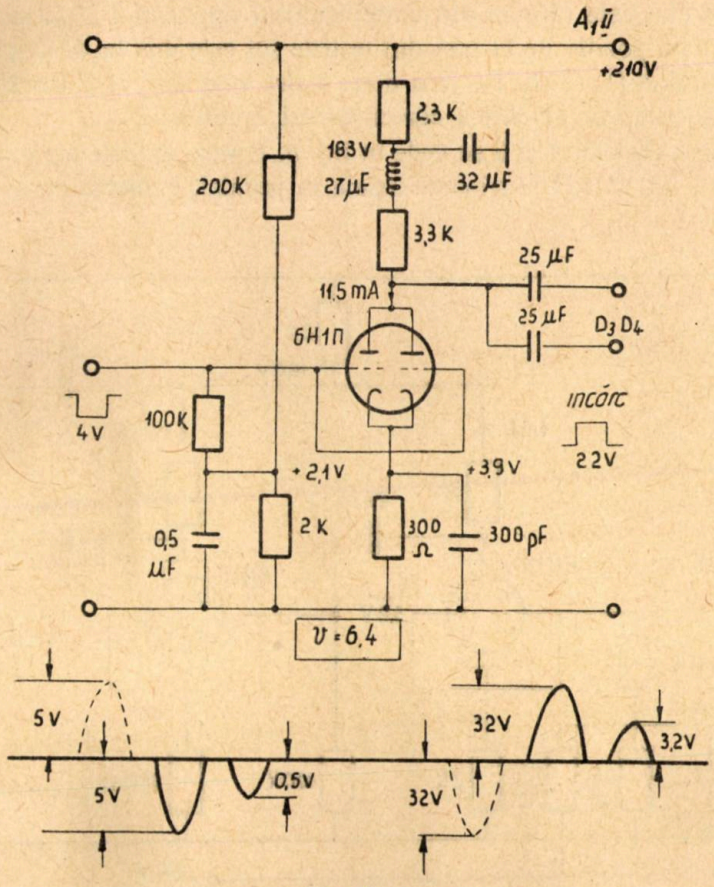


Fig. 7.

Amplificarea este

$$v' = v = S'_D R'_a = \frac{S_D}{2} \cdot 2R_a = S \cdot R_a = 1{,}07 \cdot 6 = 6{,}4.$$

Punctul de funcționare se fixează la $u_{ext\,p} = +2{,}2$ V. Curentul anodic în punctul de funcționare, pentru cele două tuburi în paralel, va fi $i_{a\,p} = 2 \cdot 7 = 14$ mA. Curentul de grătar apare la $u_{ext\,g} = 7{,}5$ V, deci amplitudinea impulsului pozitiv la grătar nu trebuie să depășească 7,5—2,2 = 5,3 V. Capacitatea de 300 pF legată în paralel pe rezistența catodică are rolul de corectare a curbei de frecvență, tot așa ca și inductivitatea din circuitul anodic. Amplificarea etajului este $v = 6{,}4$; ea rezultă și din diagramele impulsurilor de intrare și ieșire ce se află în partea de jos a fig. 7. Tot aici se vede că amplitudinea rămîne sub valoarea care provoacă curent de grătar.

Acest etaj este ultimul din amplificatorul impulsului U_{in}, motiv pentru care impulsul pozitiv de la una din ieşirile lui este dus la descriminatoarele de amplitudine D_3 şi D_4. De la a doua ieşire semnalul este trecut la etajele următoare care vor amplifica corect numai impulsul U_{op}.

Schema etajelor 4 şi 5 se vede în fig. 8. Pentru ambele etaje a fost utilizat cîte un tub 6H1 П cu triodele legate în paralel. Proiectarea se face după

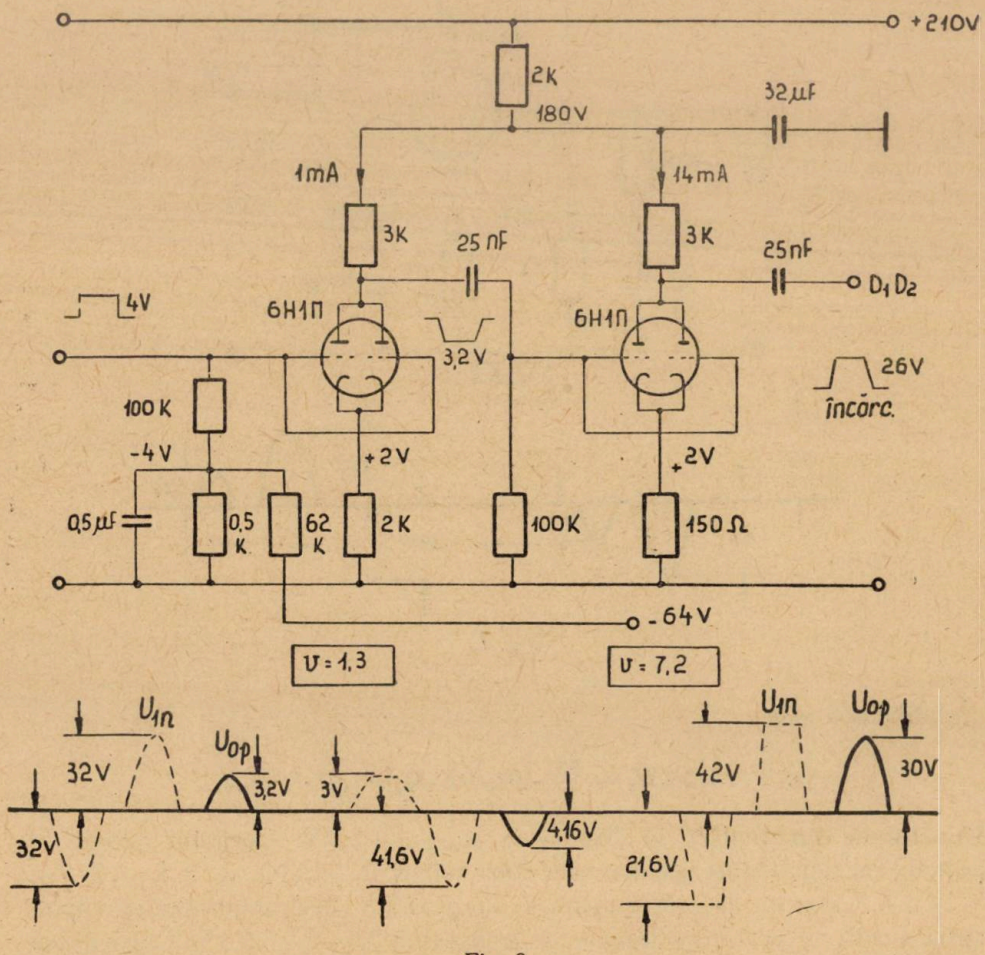


Fig. 8.

metoda indicată în capitolul precedent. Etajul 4 are rolul de inversor de fază. Inversarea fazei este necesară deoarece la ieşirea ultimului etaj, al 5-lea, trebuie ca polaritatea impulsului U_{op} să fie pozitivă.

Cu ajutorul metodei descrisă la capitolul 3 se obține tabelul 2. În acest caz, avînd în vedere că lucrăm cu tuburi în paralel și avem caracteristicile pentru un singur tub trasăm dreapta pentru $2(R_a+R_c)$.

Din tabel putem calcula panta dinamică.

Tabelul 2

E_a=180 V, R'_c=4 Kohm			R'_a=6 Kohm $R'_a+R'_c$=10 Kohm
Nr. crt.	u_g V	i_a mA	u_{ext} V=$u_g+i_aR'_c$
1	0	10	40
2	−1	8	31
3	−2	6	22
4	−3	4,5	15
5	−4	3,6	10,4
6	−5	1,5	1
7	−6	0,5	−4

$$S'_D=\frac{3}{14}=0{,}215\ \text{mA/V}.$$

Amplificarea este

$$v=S'_D\cdot R'_a=0{,}215\cdot 6=1{,}3$$

Amplificarea este mică, însă aceasta nu are importanță aici deoarece etajul are rolul a inversa faza.

Punctul de funcționare îl fixăm spre exemplu la $u_{ext\,p}=-4$ V căreia îi corespunde $u_g=-6$ V și curentul anodic $i_{ap}=1$ mA, pentru 2 tuburi în paralel. Curentul de grătar apare la $u_g=0$ V căreia îi corespunde $u_{ext\,g}=40$ V. Deci dacă amplitudinea semnalului exterior este mai mică de 40+4=44 V nu apare curent de grătar.

Etajul al 5-lea este calculat cu ajutorul aceleiași metode. Obținem tabelul 3.

Din tabelul 3 luînd pozițiile 4 și 6 obținem

Tabelul 3

E_a=180 V, R'_c=300 ohm			R'_a=6 Kohm $R'_a+R'_c$=6,3 Kohm
Nr. crt.	u_g V	i_a mA	u_{ext} V=$u_g+i_aR'_c$
1	0	13	3,9
2	−1	10,5	2,15
3	−2	7,3	0,2
4	−3	5,2	−1,44
5	−4	3	−3,1
6	−5	1,5	−4,55
7	−6	0,5	−5,85

$$S'_D=\frac{3\cdot 7}{3{,}11}=1{,}2\ \text{mA/V}.$$

Amplificarea este

$$v=S'_D\cdot R'_a=7{,}2$$

Punctul de funcționare se alege la $u_{ext\,p}=0$ V. Pentru această tensiune curentul anodic corespunzător la 2 triode este $i_{ap}=7\cdot 2=14$ mA. În partea de jos a fig. 8 sînt prezentate diagramele impulsurilor la intrările și ieșirile celor două etaje. Din ele se vede modul în care apar limitările impulsurilor ce nu sînt utile. După cum s-a menționat acestea sînt limitate cînd apar în sens negativ, anume prin aceea că ele sînt tăiate la nivelul din amplitudinea la care apare $i_a=0$.

Se vede că la ieșirea etajului al 4-lea impulsul parazit este limitat la 3 V. Într-adevăr în repaos $i_a=1$ mA și deci variația de tensiune la anod cînd i_a devine zero este $i_aR_a=1\cdot 3=3$ V.

La ieșirea etajului al 5-lea impulsul parazit devine $3\cdot 7{,}2=21{,}6$ V iar U_{1n} este tăiat la 42 V, care corespunde variației tensiunii la anod cînd

i_a devine zero, într-adevăr avem $14 \cdot 3 = 42$ V. Impulsul util U_{0p} ajunge la ieșire $4{,}16 \cdot 7{,}2 = 30$ V.

De la ieșirea etajului 5 semnalul se duce la discriminatoarele de amplitudine D_1 și D_2.

5. MĂSURĂTORI

Redăm în cele ce urmează măsurătorile mai importante care s-au făcut asupra amplificatorului de semnal (A.S.).

S-a determinat întîi lățimea de bandă, făcîndu-se măsurători cu ajutorul unui generator de impulsuri *FM*, construit special în acest scop și care face parte din instalație.

Durata frontului semnalelor ce vor fi amplificate este de cca 250 nanosecunde. În conformitate cu [3] timpul de ridicare al amplificatorului, pentru ca deformația semnalului să fie neglijabilă, trebuie să fie 1/5 din durata frontului semnalului. La amplificatorul nostru am obținut un timp de ridicare de 104 nanosecunde, adică cca 1/2,5 din durata frontului semnalului. Aceasta înseamnă că apare o ușoară deformare, care însă nu este importantă.

Măsurarea timpului de ridicare a amplificatorului s-a făcut după [3] ca mai jos.

Notăm :

t_{ri} = timpul de ridicare real al impulsului cu care se face măsurarea ;

t_{rio} = timpul de ridicare al impulsului cu care se face măsurarea, determinat pe ecranul osciloscopului ;

t_{ro} = timpul de ridicare al amplificatorului pe verticală a osciloscopului cu care se face măsurarea ;

t_{rAS} = timpul real de ridicare al amplificatorului *AS* ;

t_{rASo} = timpul de ridicare al amplificatorului *AS* determinat pe ecranul osciloscopului.

In cazul nostru avem $t_{ro} = 25$ ns ; $t_{rio} = 60$ ns.

Cu acestea se calculează timpul de ridicare real al impulsului cu care se face măsurătoarea :

$$t_{ri} = \sqrt{t_{rio}^2 - t_{ro}^2}.$$

Făcînd calcule obținem $t_{ri} = 55$ ns.

Folosind acest impuls pentru măsurare și efectuînd măsurătoarea cu osciloscopul considerat obținem la ieșirea amplificatorului *AS* timpul $t_{rASo} = 140$ ns.

Acum se poate calcula

$$t_{rAS} = \sqrt{t^2_{rASo} - t^2_{ri} - t^2_{ro}}.$$

Făcînd calcule obținem $t_{rAS} = 104$ ns.

Cunoscînd acest timp putem calcula lățimea de bandă B la 3 decibeli. Avem :

$$B_{\text{MHz}} = \frac{0{,}35}{t_{rAS\mu s}}.$$

După efectuarea calculelor obținem : $B = 3{,}4$ MHz.

Această valoare a fost verificată prin ridicarea punct cu punct a caracteristicii de frecvență a amplificatorului.

O altă măsurătoare a fost ridicarea cu ajutorul osciloscopului a formei semnalului la cele două ieșiri, fig. 9, cînd la intrare se aduce amplitudinea maximă a impulsurilor din semnal.

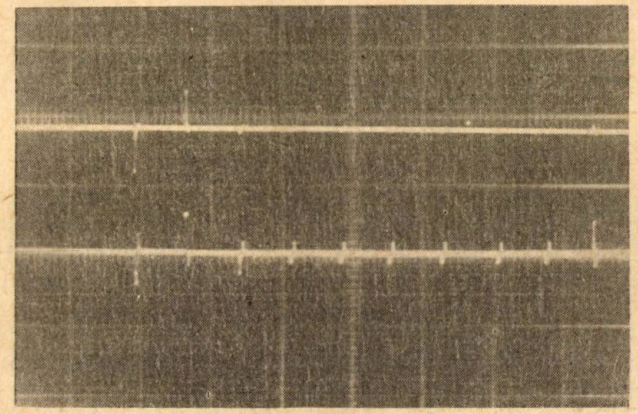


Fig. 9.

Se vede din oscilograme că linia de zero a impulsului se păstrează și la ieșire ca la intrare, deci apariția curenților de grătar este evitată.

Amplificatorul se comportă foarte bine în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

1. A. F. Ioffe și E. N. Filinov, *Izmerenie parametrov ferritovih serdecinicov s priamongolnoi petlei gisterezisa.* Moscova 1963.
2. T. Millamn și H. Taub, *Impuls- und Digitalschaltungen.* VEB, Verlag Technik, Berlin 1963.
3. F. E. Terman and J. M. Pettit, *Electronic Mesurements.* New York, 1952.

УСИЛИТЕЛЬ СИГНАЛА ДЛЯ УСТАНОВКИ АВТОМАТИЧЕСКИ СОРТИРУЮЩЕЙ ФЕРРИТОВЫЕ СЕРДЕЧНИКИ С ПРЯМОУГОЛЬНЫМ ЦИКЛОМ

(РЕЗЮМЕ)

В начале статьи приводятся дополнительные условия, которые должен выполнять усилитель, который усиливает ответный сигнал ферритовых сердечников в сортировочной установке, в зависимости от формы этого сигнала.

После этого даются принципы и методы расчета, стоящие в основе решения. Используется метод расчета для ламповых каскадов, имеющих в катодной цепи сопротивление не шунтируемое конденсатором. Описывается схема созданного усилителя, приводятся результаты измерений и успешность работы.

При конструкции усилителя были использованы неэкранированные цепи, чем доказана возможность такого решения.

SIGNALVERSTÄRKER FÜR EINE AUTOMATISCHE SORTIERUNGSANLAGE DER FERRITKERNE MIT RECHTECKIGEM ZYKLUS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es werden zuerst die supplementären Bedingungen angeführt die der Verstärker, der das Antwortsignal der Ferritkerne in der Sortierungsanlage verstärkt, erfüllen muss und die von der Form des verstärkten Signals auferlegt werden. Dann werden die Prinzipien und die Berechnungsmethoden gezeigt, die die Grundlage der Lösung bilden. Hier besteht der Beitrag des Verfassers in der Anpassung einer Berechnungsmethode für die Stufen mit Röhren die im Kathodekreis einen Widerstand haben ohne Nebenschliessung durch Kondensator. Abschliessend wird das Schaltbild des realisierten Verstärkers beschrieben, die durchgeführten Messungen gezeigt und die guten Leistungen, die erhalten wurden, angeführt.

Beim Bau des Verstärkers wurden nicht abgeschirmte Kreise verwendet und so wurde bewiesen, dass eine derartige Lösung des Problems möglich ist.

TRIGHER SCHMITT FOLOSIT CA DISCRIMINATOR DE AMPLITUDINE *)

DE

AL. ROGOJAN

1. INTRODUCERE

În instalațiile de sortare automată a miezurilor de ferită pentru memoriile calculatoarelor numerice e necesar să existe discriminatoare de amplitudine, care furnizează, fiecare la ieșirea lui, un impuls standard atunci cînd amplitudinea impulsului de la intrare depășește o anumită valoare de prag. Aceasta din urmă poate fi modificată cu ocazia reglării. Tipul de discriminator ales de noi este acela cu trigher Schmitt.

Datorită faptului că durata impulsurilor discriminate este foarte scurtă, la vîrf lățimea lor putînd coborî pînă la 0,1 μs, e necesar ca la apariția acestui gen de impulsuri a căror amplitudine depășește cu foarte puțin valoarea pragului, să obținem o basculare a discriminatorului și deci impuls la ieșirea lui. Aceste condiții sînt destul de dificil de îndeplinit.

În cele ce urmează vom prezenta schema discriminatorului, metoda de calcul a diverselor elemente, măsurătorile efectuate asupra lui și performanțele obținute.

2. SCHEMA DISCRIMINATORULUI ȘI CALCULUL ELEMENTELOR LUI

Schema adoptată (fig. 1) se compune dintr-un trigher Schmitt de tip clasic urmat de un circuit de diferențiere *RC* și de două etaje de amplificare și formare.

Pentru partea de trigher s-a utilizat dubla triodă ECC88, care are o pantă ridicată și lucrează în condițiuni bune pînă la frecvențe de sute de MHz. Tensiunea de alimentare anodică este obținută dintr-o sursă stabilizată cu stabilotron de 210 V. Se admite o cădere de tensiune de 10 V pe rezistența unui filtru *RC* astfel încît rămîne $U_a = 200$ V.

*) Lucrarea a fost comunicată la sesiunea științifică din domeniul Calculatoarelor electronice și al automaticii, ținută la I.P. Timișoara în 26—27 mai 1967.

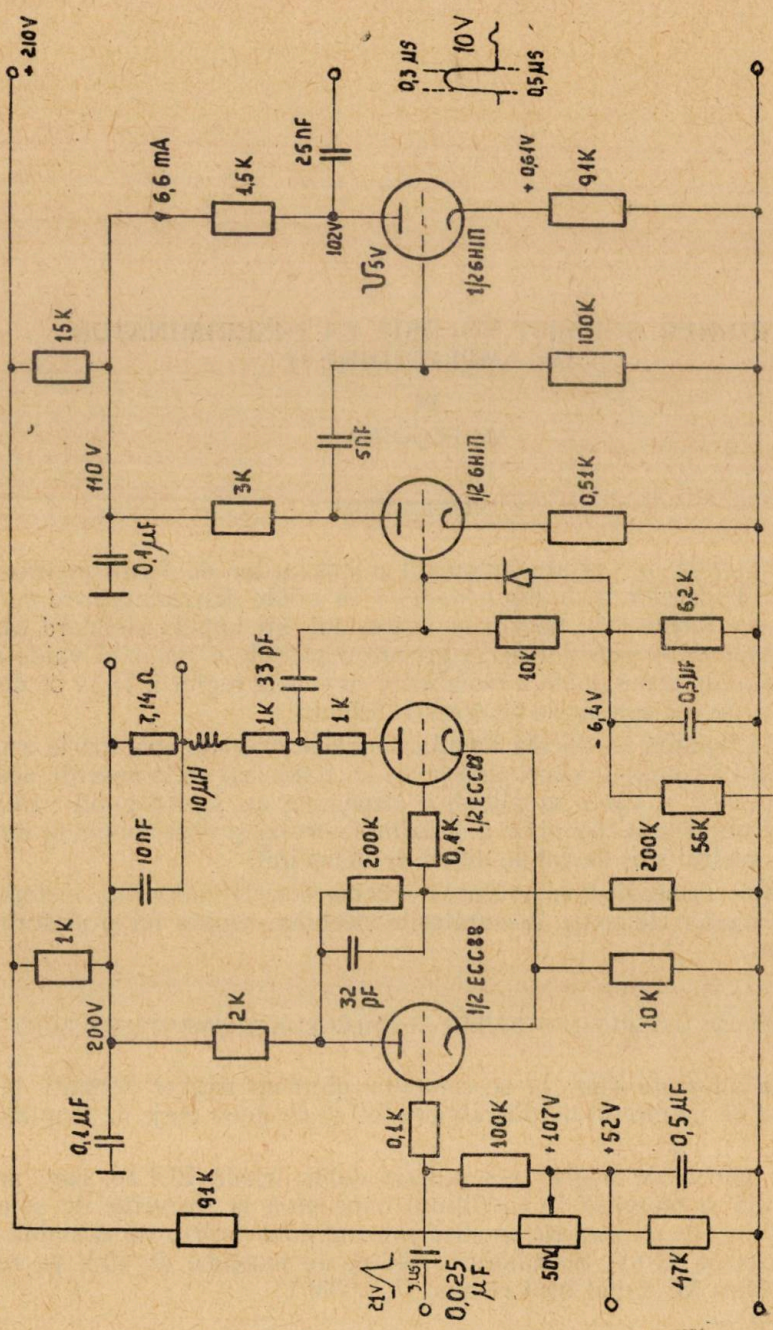

+210V
15K
6,6 mA
4,5K
25nF
102V
0,3 µs
10V
0,5µs
+0,64V
91K
1/2 6H11Π
100K
110 V
0,1µF
3K
5nF
1/2 6H11Π
0,51K
10K
62K
0,5µF
7,14Ω
10µH
1K
33 pF
1K
-6,4V
-64V
10nF
200K
0,1K
1/2 ECC88
200K
56K
1K
200V
2K
32 pF
1/2 ECC88
10 K
0,1µF
91K
0,1K
100K
+107V
+52V
0,5µF
21V
0,025 µF
50K
47K

Fig. 1.

Dimensionarea în regim staționar se va face după [1] și [2]. Vom prezenta numai calculele finale fără să arătăm toate încercările făcute, care sînt de altfel puține la număr. Ne stabilim asupra următoarelor valori $R_a = 2\,k\Omega$ și $R_k = 10\,k\Omega$. Cu aceste valori alcătuim tabelul 1 în conformitate cu [2].

Tabelul 1

$U_a = 200$ V; $R_a = 2$ kΩ; $R_k = 10$ kΩ

$R_a + R_k = 12$ kΩ

Nr. crt.	u_g V	i_a mA	u_{ext} V $= u_g + i_a R_k$
1	0	13,4	134
2	−1	11,3	112
3	−2	8,8	86
4	−3	6,9	66
5	−4	5	46
6	−5	3,3	28
7	−6	1,75	11,5

Alegem tensiunea de grătar la tubul al doilea $u_{g2} = -1{,}47$ V cu care din tabel obținem $i_{a2} = 10{,}125$ mA.

Admitem că prin divizorul de tensiune de la grătarul tubului T_2 trece un curent $i_d = 0{,}5$ mA.

Cu acestea putem calcula valoarea raportului de divizare a divizorului de tensiune.

$$a = \frac{u_k + u_{g2}}{U_a - i_d R_a} = 0{,}5.$$

O dată curentul i_d fixat rezultă rezistența totală a divizorului $R_1 + R_2 = 400$ kΩ. Ținînd seama de valoarea lui a obținem $R_1 = R_2 = 200$ kΩ.

Din punct de vedere practic egalitatea între rezistența R_1 și R_2 este foarte avantajoasă deoarece raportul a trebuie să fie realizat cu mare precizie, altfel valoarea tensiunii u_{g2} se modifică mult față de cea adoptată. La realizarea divizorului se caută două rezistențe de cca 200 kΩ, dar egale între ele, cu eroare foarte mică.

Pentru obținerea unei basculări rapide e bine ca amplificarea în buclă închisă a celor două tuburi a trigherului să fie cît mai mare. Aceasta poate fi acum calculată după [1].

$$K_{buclă} = \frac{\mu}{2} \frac{a \cdot R_a}{R_a + R_i} = 3{,}55.$$

Considerăm valoarea acceptabilă deoarece funcționarea ca trigher începe la $K_{buclă} = 1$.

Valoarea tensiunii la intrarea trigherului pentru care apare basculareа cînd tensiunea creşte o notăm cu U^+. O determinăm cunoscînd tensiunea de tăiere a tubului pentru tensiunea anodică $U_a - U_k = 98{,}75$ V care este $u_{gt} = -3{,}5$ V. Cu aceasta avem :

$$U^+ = u_K + u_{gt} = 96{,}75 \text{ V}$$

aici $u_K = i_{a2} R_K$.

Din tabelul 1 se poate determina curentul i_{a_1} ce se stabileşte prin tubul T_1 la tensiunea U^+, imediat după basculare.

$$i_{a_1} = 9{,}835 \text{ mA}.$$

Cu aceasta obţinem tensiunea ce se stabileşte pe rezistenţa R_K

$$u_{K_1} = i_{a_1} \cdot R_K = 98{,}35 \text{ V}$$

Acum putem calcula tensiunea u_{g2m} între grătarul tubului T_2 şi masă cînd acesta este blocat. Avem :

$$u_{g2m} = [U_a - (i_{a_1} + i_d)]\, a = 89{,}665 \text{ V}.$$

Tensiunea la grătarul tubului T_2 blocat este :

$$u_{g2} = u_{g2m} - u_{K1} = 8{,}7 \text{ V}$$

Tensiunea de tăiere la tensiunea anodică

$$U_a - u_{K1} = 101{,}65 \text{ V} \quad \text{este} \quad u_{gt} = -3{,}6 \text{ V}.$$

Se vede deci că tensiunea $u_{g2} = -8{,}7$ V zăvorăşte bine tubul.

Calculul valorii tensiunii la intrare U^-, pentru care la scăderea tensiunii se obţine basculareа, necesită cunoaşterea tensiunii de tăiere a tubului T_2 la tensiunea anodică existentă $U_a - I_1^- \cdot R_K$. Cum această tensiune din urmă nu este cunoscută se procedează prin aproximări succesive. Aici noi vom pleca de la valoarea finală a tensiunii de tăiere $u_{g2t} = -3{,}75$ V. Cu aceasta putem calcula curentul I_1^- ce trece prin tubul T_1 în momentul cînd începe basculareа.

$$I_1^- = \frac{a \cdot U_a - u_{g2t}}{a \cdot R_a + R_K} = 9{,}44 \text{ mA}.$$

Din caracteristicile tubului, pe care trasăm dreapta $R_a + R_K$, obţinem tensiunea de grătar la care curge I_1^-. Avem :

$$u_{g1} = -1{,}75 \text{ V}$$

Cu acesta avem :

$$U^- = u_{g1}^- + I_1^- R_K = 92{,}65 \text{ V}.$$

Se poate acum calcula tensiunea ce reprezintă histereza, care este :

$$U_h = U^+ - U^- = 4{,}1 \text{ V}.$$

Pentru o funcționare corectă a discriminatorului este important ca tensiunea la intrare să nu depășească limita la care apare curent de grătar la tubul T_1. Din tabelul 1 rezultă că aceasta se întîmplă la $u_{ext} = 134$ V. Cum $U^+ = 96{,}75$ V înseamnă că impulsul la intrare poate ridica tensiunea cu 37 V peste acest nivel. Amplitudinea maximă a impulsului la intrare este 35 volt, deci acest lucru nu poate interveni.

La intrarea trigherului este prevăzut un divizor de tensiune reglabil cu ajutorul căruia putem modifica nivelul de tensiune continuă adus la grătarul tubului T_1 aproximativ între 50 și 100 Volt. Cu ajutorul lui se potrivește nivelul de discriminare. Intrarea se face prin condensator pentru a evita ajungerea la grătarul tubului T_1, eventual, al unor tensiuni continue.

Pentru mărirea vitezei de basculare, pe rezistența dinspre anod a divizorului de tensiune, este prevăzut un condensator de accelerare a cărui valoare se determină experimental. În același scop este prevăzută și inductivitatea din circuitul anodic al tubului T_2.

Obs. Valorile obținute prin calcul pentru diversele mărimi nu au fost rotunjite, cu toate că exactitatea lor este mai mică decît cea corespunzătoare cifrelor semnificative, pentru a nu introduce erori suplimentare la continuarea calculelor.

Saltul de tensiune obținut la basculare, pe rezistența de sarcină, este diferențiat printr-un circuit *RC*. Acest circuit este legat nu direct la anodul tubului T_2 ci la mijlocul rezistenței de sarcină în scopul de a micșora efectul capacităților parazite și a contribui la creșterea vitezei de basculare. Impulsul diferențiat al primului front, care este pozitiv, este dus la un etaj formator. Impulsul negativ este suprimat cu ajutorul unei diode. Etajul formator în cauză împreună cu ultimul etaj utilizează fiecare cîte o triodă a unui tub 6H1П.

Trioda T_3 a etajului formator este blocată în repaos datorită tensiunii de negativare de —6,4 V. Tubul se deschide la apariția impulsului de la un anumit nivel în sus. Se obține în circuitul anodic un impuls negativ cu o amplitudine de 5 V, care este format și amplificat de ultimul etaj cu trioda T_4. Se obține la ieșire, la fiecare basculare, un impuls format cu o amplitudine de 10 V și o durată de 0,3 μs la vîrf și 0,5 μs la bază. Menționăm că prin capacitatea grătar-anod a tubului T_3 pătrunde în circuitul anodic al acestui tub impulsul negativ rezultat din diferențiere, chiar după ce a fost atenuat prin diodă. El dă la ieșire un impuls parazit de 0,3 V amplitudine și de aceeași polaritate cu impulsul util. Datorită amplitudinii lui mici el însă nu poate produce nici o perturbație.

3. MĂSURĂTORI EFECTUATE ASUPRA TRIGHERULUI ȘI PERFORMANȚELE OBȚINUTE

O măsurătoare importantă, care trebuie efectuată cît mai des în exploatare, este a curentului i_{a2}. În acest scop am prevăzut un shunt de 7,14 Ω în circuitul anodic al tubului T_2 la bornele căruia, din exterior, se conectează un milivoltmetru. Variații mai importante în exploatare a acestui curent indică de obicei o modificare a valorilor rezistențelor divizorului de tensiune. Cînd se observă o situație de acest gen se va verifica divizorul prin aceea că se scoate tubul T_1, T_2 și se măsoară tensiunea, cu un voltmetru electronic cu impedanță de intrare mare, între anodul lui T_1 și masă și între grătarul lui T_2 și masă. Cea de-a doua tensiune trebuie să fie jumătate din prima. Dacă se observă abateri se va reface divizorul cu ajutorul unei punți pentru măsurat rezistențe. În cazul cînd divizorul este bun înseamnă că emisiunea electronică a tubului este slăbită. Scoaterea tubului în timpul măsurării este bine să fie făcută deoarece altfel, prin legarea voltmetrului, se pot introduce perturbații la grătarul tubului T_2, care eventual pot influența măsurătoarea.

Urmărind cu ajutorul osciloscopului forma saltului de tensiune la intrarea în circuitul de diferențiere constatăm că avem 60 nanosec pentru timpul de ridicare și 150 nanosec pentru cel de cădere. Amplitudinea saltului este de 10 V.

Tensiunea continuă adusă la grătarul tubului T_1, care poate fi modificată cu divizorul variabil de tensiune de care am vorbit, se poate măsura cu ajutorul unui voltmetru legat între cursorul divizorului și masă. Bornele respective sînt accesibile din exterior.

O măsurătoare importantă este aceea a pragului de sensibilitate a trigherului. Aceasta s-a făcut în felul următor. S-au adus impulsuri ascuțite la intrare, iar la ieșire s-a conectat un osciloscop pentru a urmări impulsul rezultat din basculare. Tensiunea la cursorul divizorului de tensiune se măsoară printr-o metodă de compensare pentru a putea citi variații mici ale unor tensiuni relativ ridicate. Se utilizează o sursă stabilizată cu tensiune reglabilă în jurul a 100 V și un voltmetru cu 50 000 Ω/V, pe scara de 10 sau 3 V, legat între borna pozitivă a sursei și cursorul divizorului. Se deplasează cursorul divizorului pînă cînd se observă la osciloscop apariția impulsului. Se notează această valoare a tensunii de la voltmetru. Se deplasează mai departe cursorul pînă cînd la ieșire impulsul apare fără fluctuații. Se notează și această tensiune citită la voltmetru. Diferența celor două tensiuni ne dă pragul de sensibilitate a discriminării la trigher. În cazul nostru acesta este mai mic ca 100 mV.

Mai sus s-a vorbit de fluctuații ale impulsului la ieșire. Acestea se datoresc ajungerii, prin capacitatea de accelerare, a impulsului de la intrare la grătarul tubului T_2. Acest impuls cînd este încă prea mic nu produce basculare ci este amplificat de tubul T_2 și ajunge la ieșire. Alegerea unei negati-

vări relativ mari la tubul T_3 reduce în bună măsură efectul acestui impuls, prin aceea că etajul T_3 lasă să treacă numai vîrful impulsului diferențiat deci lasă mai puțin din acest impuls parazit, care este mai redus ca amplitudine decît impulsul diferențiat.

4. INCHEIERE

Se vede din cele de mai sus că discriminatorul are performanțe ridicate. El se comportă foarte bine în instalația de sortare menționată.

Contribuția care a fost adusă prin lucrarea de față constă în prezentarea concretă a metodei de calcul a discriminatorului și în însăși realizarea trigherului, care a fost foarte minuțios pusă la punct, precum și în prezentarea particularității măsurătorilor ce s-au efectuat asupra lui.

Menționăm că expresiile de calcul din [1] au fost verificate prin refacerea destul de laborioasă, a demonstrației lor, astfel încît corectitudinea formulelor este sigură.

Lucrarea contribuie la îmbogățirea experienței în ceea ce privește construcția discriminatoarelor cu trigher Schmitt.

BIBLIOGRAFIE

1. T. Millman u. H. Taub, Impuls- und Digital-Schaltungen. VEB, Verlag Technik, Berlin, 1963.
2. Al. Rogojan, Amplificator de semnal pentru o instalație e de sortare automată a miezurilor de ferită cu ciclu rectangular. Publicată în același volum.
3. Klaus Grabe, Wirkungsweise und Dimensionierung des Schmitt-Discriminators, Radio Mentor 1958, nr. 6.

ТРИГТЕР ШМИТТА ИСПОЛЬЗУЕМЫЙ В КАЧЕСТВЕ ДИСКРИМИНАТОРА АМПЛИТУДЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводится метод расчета триггера Шмитта используемый в качестве дискриминатора амплитуды. Дана выработанная схема и показаны хорошие результаты ее работы. Описываются произведенные измерения, имеющие некоторые особенности.

Работа служит вкладом в опыт постройки дискриминаторов с триггером Шмитта высокого класса.

SCHMITT-TRIGGER ALS AMPLITUDE-DISKRIMINATOR

(ZUSAMMENFASSUNG)

Angegeben wird die Berechnungsmethode eines Schmitt-Triggers, der als Amplitude Diskriminator gebraucht wird. Das ausgearbeitete Schaltbild und die aussergewöhnlich guten erzielten Leistungen werden gezeigt. Die durchgeführten Messungen, die eine bestimmte Eigenheit aufweisen, werden beschrieben.

Die Arbeit stellt einen Beitrag dar zur Erweiterung der Erfahrung im Bau der Diskriminatoren mit Schmitt-Trigger von grosser Leistung.

PORNIREA CU ACCELERAȚIE VARIABILĂ ÎN TRACȚIUNEA ELECTRICĂ URBANĂ

DE

I. TURCU

1. La pornirea unui vehicul de la $v=0$ pînă la ieșirea pe caracteristica naturală a motorului se deosebesc două perioade: prima perioadă caracterizată prin creșterea progresivă a accelerației și a doua perioadă caracterizată printr-o accelerație constantă care e în funcție de posibilitățile motorului și de aderența dintre roată și șină.

S-a constatat că comoditatea călătoriei e influențată de derivata a doua a vitezei, fiind invers proporțională cu valoarea acesteia. În consecință, mișcarea vehiculului în prima perioadă a pornirii e indicat a se face după curba care în acest interval de timp are accelerația maximă și derivata a doua a vitezei minimă.

Se poate demonstra că aceste condiții sînt îndeplinite mai bine de parabola de gradul II, de forma : $v=k\cdot t^2$. Constanta k, rezultă din condiția că la finele primei perioade de pornire, la $t=t_A$, accelerația mișcării $\frac{dv}{dt}$ să fie egală cu accelerația $a=$ct din a doua perioadă a mișcării. Se obține $k=\frac{a}{2t_A}$.

Deci ecuația vitezei și a accelerației în prima perioadă a pornirii au forma :

$$v=\frac{a}{2t_A}t^2, \tag{1}$$

$$\frac{dv}{dt}=\frac{a}{t_A}t \tag{2}$$

Se vede că expresia derivatei a doua a vitezei are o valoare constantă în tot timpul perioadei, fiind dată de relația :

$$\frac{d^2v}{dt^2}=\frac{a}{t_A}. \tag{3}$$

În perioada a doua a mișcării, deplasarea vehiculului se face cu viteza :

$$v = a\left(t - \frac{t_A}{2}\right). \tag{4}$$

Accelerația este constantă, iar derivata a doua a vitezei este egală cu zero

$$\frac{dv}{dt} = a, \tag{5}$$

$$\frac{d^2v}{dt^2} = 0. \tag{6}$$

În fig. 1 s-au reprezentat funcțiile :

$$v = f(t) \; ; \quad \frac{dv}{dt} = f(t)$$

și

$$\frac{d^2v}{dt^2} = f(t)$$

în perioada pornirii.

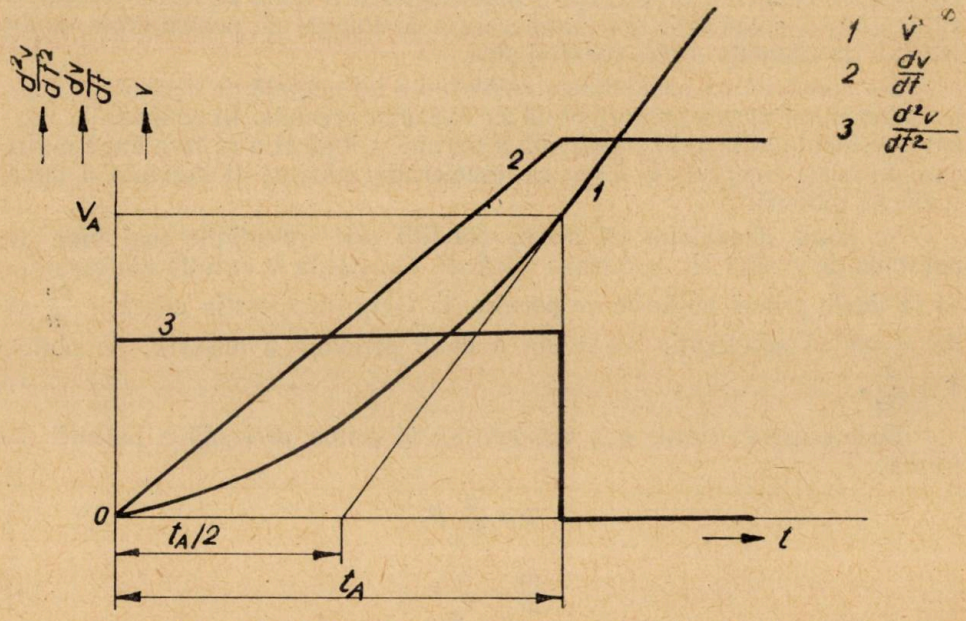


Fig. 1. Viteza, accelerația și derivata a doua a vitezei în perioada pornirii.

2. Fiind cunoscute legile de mișcare ale vehiculului în timpul pornirii, în cele ce urmează se elaborează o metodă de calcul, pentru determinarea variației parametrilor motorului de tracțiune, corespunzătoare variației $v = f(t)$ impuse.

Metoda de calcul, elaborată în cazul unui echipament de curent continuu, constă în stabilirea variației rezistențelor de pornire $R=f(n)$ care se trasează în funcție de variația curentului de pornire $i=f(n)$, determinat în baza forței de tracțiune la pornire $Z=f(v)$ corespunzătoare vitezei vehiculului $v=f(t)$.

Inițial se stabilește valoarea accelerației a din perioada a doua a pornirii. În acest scop se trasează curbele de tracțiune cunoscute reprezentînd forța de tracțiune Z la obada roților pentru $R=0$, rezistențele de mers W, și aderența μQ în funcție de viteză (fig. 2).

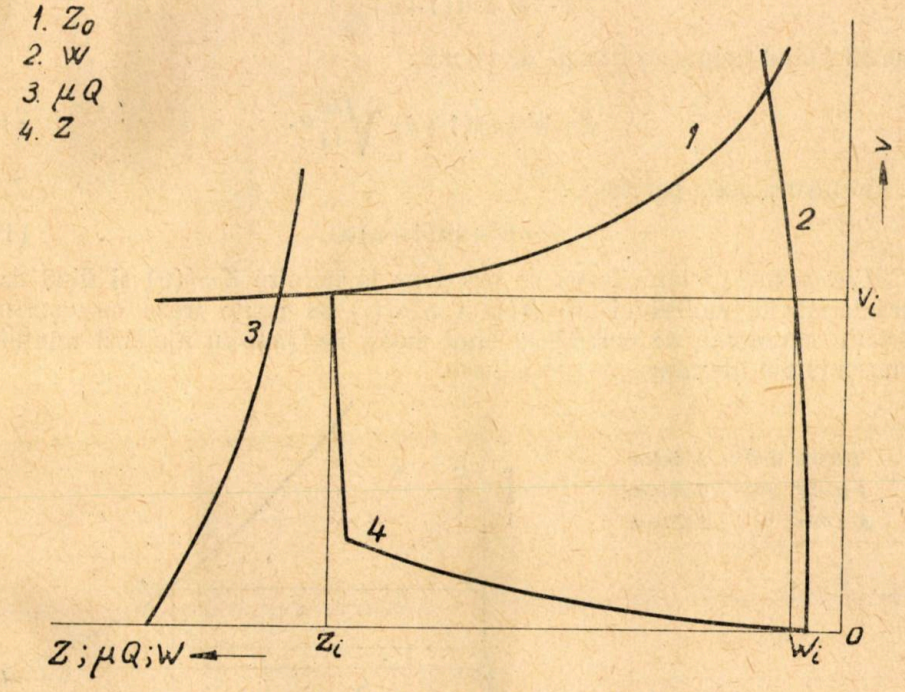


Fig. 2. Mărimile Z_0, W, μQ și Z în funcție de viteză.

Cu considerare la aderență, la finețea reglajului și la solicitarea motorului, se alege forța de tracțiune la pornire Z_i, corespunzătoare vitezei v_i de ieșire pe caracteristica naturală a motorului.

Valoarea accelerației a este dată de relația :

$$a=\frac{Z_i-W_i}{m(1+\alpha)} \tag{7}$$

unde :

m este masa vehiculului,

W_i — rezistența de mers la viteza v_i, inclusiv cea datorită declivității,

α — un coeficient ce evidențiază contribuția maselor în mișcare de rotație.

În continuare se determină forța de tracțiune la pornirea Z corespunzătoare.

Se pornește de la ecuația mișcării

$$Z-W=m(1+\alpha)\frac{dv}{dt} \tag{8}$$

și prin înlocuirea accelerației cu expresia corespunzătoare perioadei de pornire, se obține :

Pentru prima perioadă :

$$Z=W+m(1+\alpha)\frac{a}{t_A}t \tag{9}$$

sau înlocuind timpul în funcție de viteză :

$$Z=W+m(1+\alpha)\sqrt{\frac{2a}{t_A}v}. \tag{10}$$

Pentru a doua perioadă :

$$Z=W+m(1+\alpha)a \tag{11}$$

Cunoscînd variația forței de tracțiune la pornire $Z=f(v)$ și fiind date caracteristicile motorului $M=f(i)$ și $n=f(i)$ se poate trasa cu ușurință variația curentului de pornire al unui motor $i=f(n)$, cu ajutorul relațiilor cunoscute din literatura de specialitate.

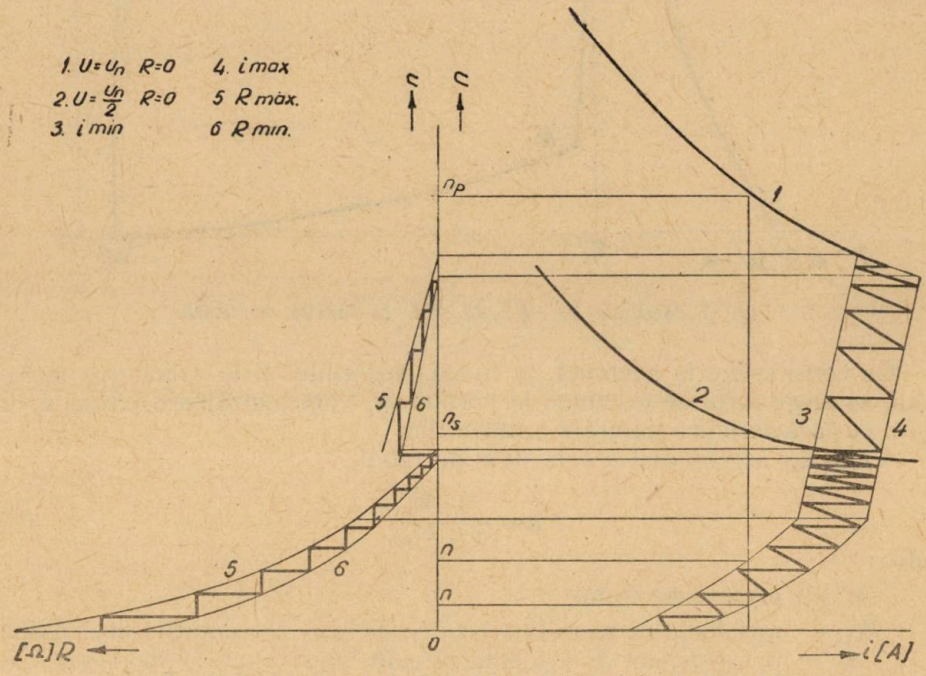


Fig. 3. Curentul și rezistența adițională în perioada pornirii.

Se alege apoi coeficientul de neuniformitate k_i [1] se calculează $i_{max} = f(n)$ și $i_{min} = f(n)$ și se trasează $R_{max} = f(n)$ și $R_{min} = f(n)$ (fig. 3).

În continuare se trasează grafic între R_{max} și R_{min}, treptele de rezistență, cărora le corespund treptele de curent conform celor cunoscute din literatura de specialitate (fig. 3).

În fine, fiind cunoscute curbele $i=f(n)$, $R=f(n)$ și $v=f(t)$ se trasează conform figurii 4 și 5 curbele $i=f(t)$ și $R=f(t)$ ultima caracteristică fiind importantă pentru determinarea temporizărilor fiecărei trepte:

$$\Delta t_1 = t_1, \quad \Delta t_2 = t_2 - t_1 \text{ etc.}$$

3. La elaborarea metodei de calcul de la pct. 2 s-a considerat că masa m a vehiculului și rezistențele de mers W rămîn nemodificate de-a lungul traseului și în această ipoteză s-au determinat curbele $R=f(v)$ și $R=f(t)$ corespunzătoare mișcării vehiculului $v=f(t)$ impusă inițial pe considerente de aderență și confort.

În realitate însă masa vehiculului se schimbă de la o stație la alta ca urmare a modificării numărului de călători dintre două stații, iar rezistențele de mers se schimbă de asemenea ca urmare a modificării declivității traseului și a masei vehiculului (se neglijează influența vitezei asupra rezistențelor de mers).

Uneori din cauza stării șinei se schimbă și aderența și pentru ca roțile să nu patineze e necesar să se modifice și forța de tracțiune a vehiculului.

În situația că valoarea treptelor rezistențelor de pornire a fost determinată în ipoteza unei mase medii m_1 și a unei rezistențe de mers W_1 corespunzătoare declivității echivalente și masei m_1, respectiv a unei forțe de tracțiune la pornire Z corespunzătoare unei anumite ecuații a vitezei în funcție de timp $v=f(t)$, problema care se pune este de a stabili noua ecuație a vitezei $v=f(t)$ și funcția $R=f(v)$ respectiv $R=f(t)$ corespunzătoare, în cazul cînd masa vehiculului devine m_2 rezistențele de mers W_2 și forța de tracțiune se schimbă după o anumită lege impusă de modificarea aderenței.

În cele ce urmează examinăm cazul general arătat mai sus cînd se modifică atît cuplul rezistent cît și cuplul motor corespunzător forței de tracțiune.

Inițial se analizează felul cum se modifică forța de tracțiune. Modificarea forței de tracțiune e necesar a se face fie în sensul micșorării pentru a evita patinarea în cazul înrăutățirii aderenței fie în sensul majorării pentru a se utiliza cît mai bine aderența în cazul îmbunătățirii acesteia, față de situația medie.

Se observă că posibilitatea ca forța de tracțiune să depășească aderența e mai mare în perioada a doua a pornirii unde curbele forței de tracțiune și de aderență sînt mai apropiate. De aceea pentru stabilirea legii de variație a forței de tracțiune modificate, vom considera o anumită majorare sau micșorare constantă a forței de tracțiune în perioada a doua a pornirii și vom exprima în funcție de această modificare, forța de tracțiune din prima perioadă.

In acest sens considerăm că în a doua perioadă a pornirii ($t > t_A$) e necesar ca forța de tracțiune să aibe valoarea pZ unde Z e forța de tracțiune inițială corespunzătoare aderenții medii iar p un coeficient ce poate fi mai mare sau mai mic decît unitatea.

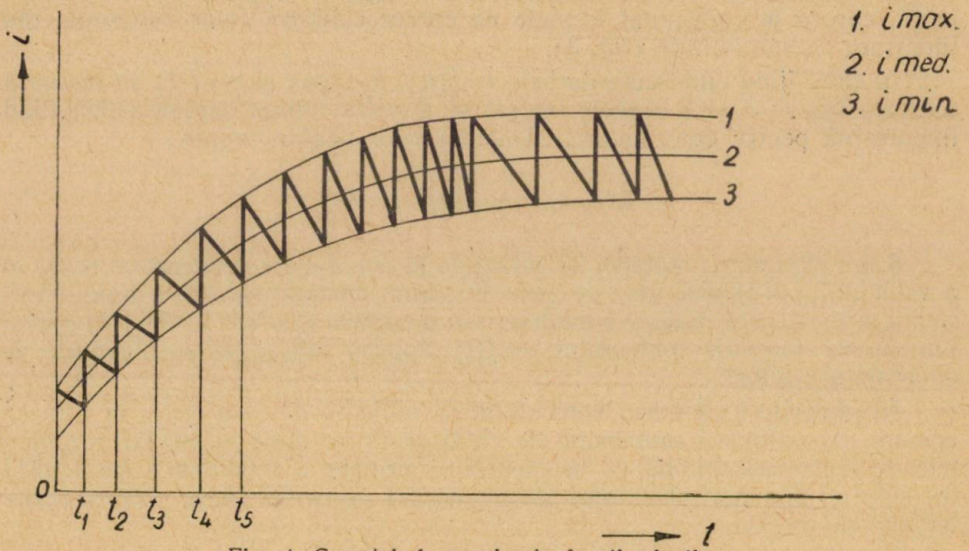


Fig. 4. Curentul de pornire în funcție de timp.

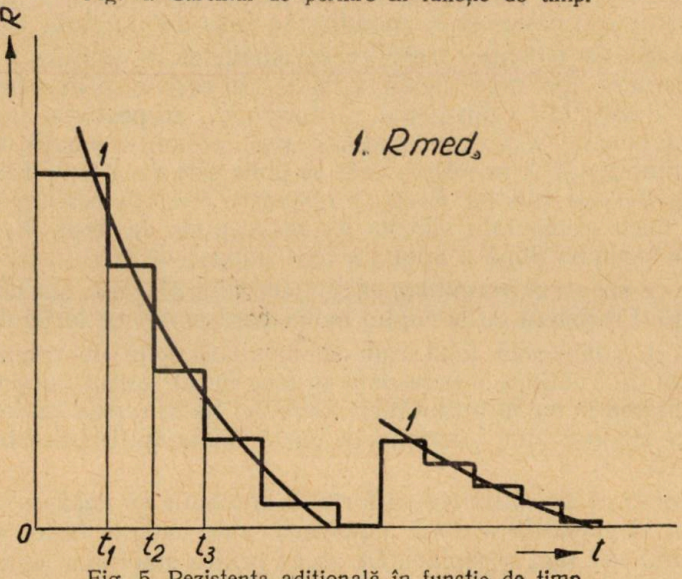


Fig. 5. Rezistența adițională în funcție de timp.

Deci pentru $t > t_A$ forța de tracțiune la pornire e dată de relația:

$$Z_r = p\,[W_1 + m_1(1+\alpha)a] \qquad (12)$$

cu care pentru $0 < t < t_A$, se obține relația :

$$Z_p = W_1 + \frac{p[W_1 - m_1(1-\alpha)a] - W_1}{t_A} t \qquad (13)$$

În continuare se examinează mișcarea vehiculului $v = f(t)$ sub acțiunea forței Z_p.

Se deosebesc două cazuri după cum rezistența de mers W_2 este mai mică sau mai mare decît rezistența de mers inițială W_1

— Cazul $W = W_2 < W_1$

În ecuația mișcării :

$$Z_p - W_2 = m_2(1+\alpha)\frac{dv}{dt}$$

înlocuind pe Z_p cu expresia (13) în cazul mișcării vehiculului în prima perioadă și cu expresia (12) în cazul mișcării din a doua perioadă a pornirii rezultă :

Pentru $0 < t < t_A$:

$$v = \frac{p[W_1 + m_1(1+\alpha)a] - W_1}{2m_2(1+\alpha)t_A} t^2 + \frac{W_1 - W_2}{m_2(1+\alpha)} t \qquad (14)$$

pentru $t > t_A$:

$$v = v_{A2p} + \frac{p[W_1 + m_1(1+\alpha)a] - W_2}{m_2(1-\alpha)}(t - t_A) \qquad (15)$$

unde v_{A2p} este viteza determinată conform relației (14) pentru $t = t_A$.

Pentru stabilirea expresiei forței Z_p în funcție de viteză, pe prima perioadă a pornirii, înlocuind pe t în ecuația (13) cu valoarea lui dedusă din ecuația (14) se obține :

$$Z_{dp} = W_2 + \sqrt{(W_1 - W_2)^2 + \frac{2m_2(1+\alpha)\cdot v}{t_A}\{p[W_1 + m_1(1+\alpha)a] - W_1\}}. \qquad (16)$$

Figura 6 reprezintă funcțiile $Z_p = f(v)$ și $v = f(t)$ pentru $p < 1$, $W = W_2 < W_1$ $A_2 > 1$ și $A_2 < 1$ unde

$$A_2 = \frac{p[W_1 + m_1(1+\alpha)a] + W_1 - 2W_2}{m_2(1+\alpha)a}$$

comparativ cu cazul mediu inițial $p = 1$ $W = W_1 m = m_1$ reprezentat prin $A_2 = 1$, iar figura 7 reprezintă funcția

$$\frac{dv}{dt} = f(v)$$

pentru $W = W_2 < W_1$, $B_2 < 1$ și $B_2 > 1$, unde

$$B_2 = \frac{p[W_1 + m_1(1+\alpha)a] - W_2}{m_2(1+\alpha)a}$$

comparativ cu cazul inițial reprezentat prin $B_2 = 1$.

1. $p=1$; $W=W_1$; $A_2=1$
2. $p<1$; $W=W_2<W_1$; $A_2>1$
3. $p<1$; $W=W_2<W_1$; $A_2<1$

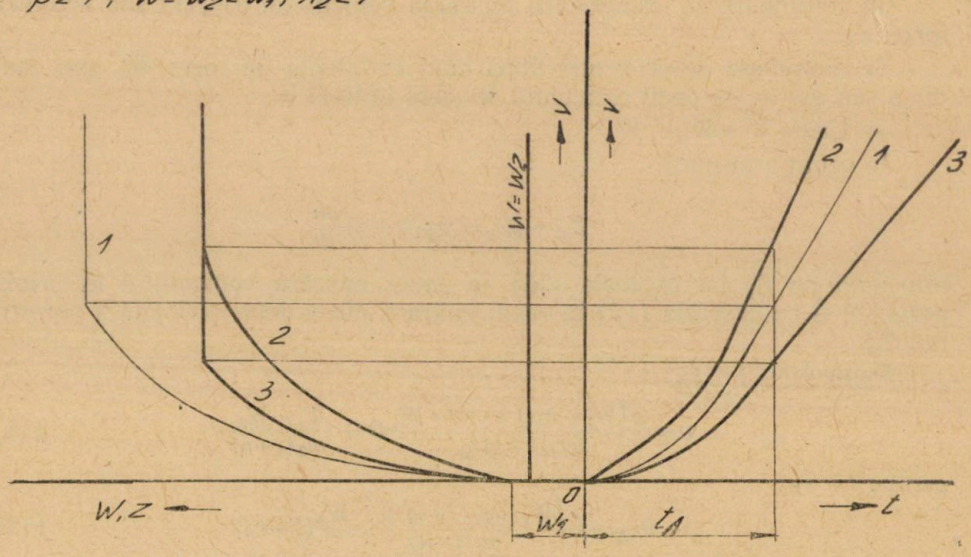


Fig. 6. Forța de tracțiune și viteza pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2<W_1$, $p<1$.

1. $W=W_1$; $B_2=1$
2. $W=W_2<W_1$ $B_2>1$
3. $W=W_2<W_1$ $B_2<1$

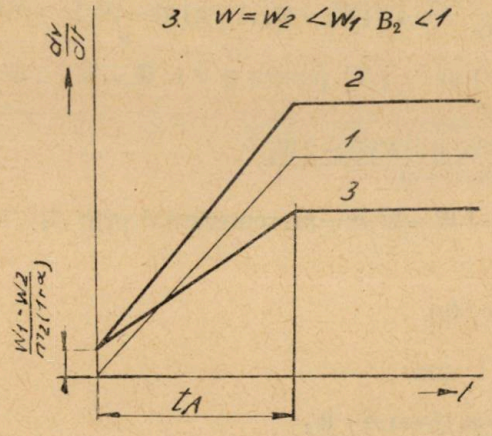


Fig. 7. Accelerația în funcție de timp pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2<W_1$.

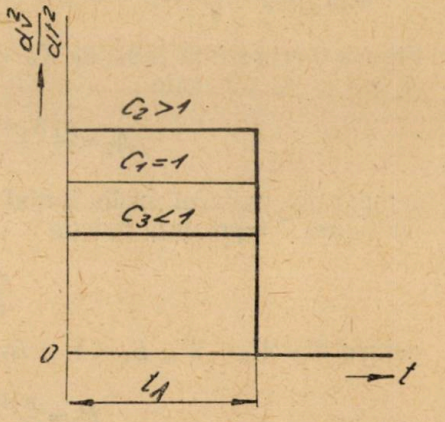


Fig. 8. Derivata a doua a vitezei în funcție de timp pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2$.

Figura 8 reprezintă funcția $\frac{d^2v}{dt^2}=f(t)$ pentru $m=m_2$, $W=W_2$, $C_2<1$ și $C_2>1$ comparativ cu cazul inițial reprezentat prin $C_2=1$, unde

$$C_2=\frac{p[W_1+m_1(1+\alpha)a]-W_1}{m_2a(1+\alpha)}$$

— Cazul $W=W_2>W_1$.

In această situație se vede din relația (13) că mișcarea vehiculului nu începe la $t=0$ ci la $t=t_0$ dat de relația :

$$t_0=\frac{(W_2-W_1)t_A}{pW_1+pm_1(1+\alpha)a-W_1} \tag{17}$$

ce se obține din egalitatea forței de tracțiune Z_p din relația (13) cu rezistențele de mers W_2.

Expresia vitezei în funcție de timp $v=f(t)$ în prima perioadă a pornirii se obține în mod asemănător cazului $W=W_2<W_1$ dar cu alte limite de integrare.

$$v=\frac{p[W_1+m_1(1+\alpha)a]-W_1}{2m_2(1+\alpha)t_A}(t^2-t_0^2)+\frac{W_1-W_2}{m_2(1+\alpha)}(t-t_0). \tag{18}$$

Expresia forței de tracțiune în funcție de viteză se obține în mod asemănător cazului precedent.

$$Z_p=W_2+\sqrt{\frac{2m_2}{t_A}\{p[W_1+m_1(1+\alpha)a]-W_1\}v} \tag{19}$$

1. $p=1$; $W=W_1$; $A_2'=1$
2. $p<1$; $W=W_2>W_1$ $A_2'>1$
3. $p<1$; $W=W_2>W_1$ $A_2'<1$

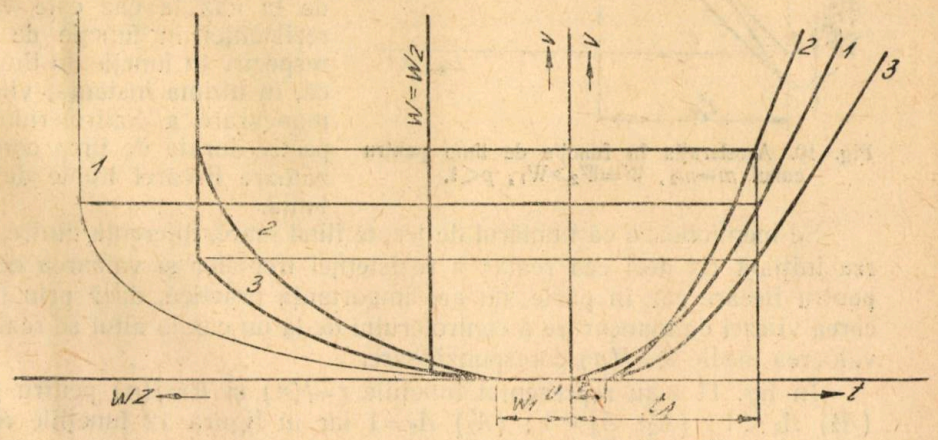


Fig. 9. Forța de tracțiune și viteza pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2>W_1$, $p<1$.

In figura 9 s-au reprezentat funcțiile $Z_p=f(v)$ și $v=f(t)$ pentru $p<1$, $W_2>W_1$, $A_2'<1$ și $A_2'>1$, unde

$$A_2'=\frac{t_A-t_0}{m_2(1+\alpha)}\cdot\frac{p[W_1+m_1(1+\alpha)a]-W_1}{at_A^2}(t_A-t_0)+$$

$$+\frac{2(t_A-t_0)}{m_2(1+\alpha)}\cdot\frac{W_1-W_2}{at_A}$$

comparativ cu cazul inițial reprezentat prin $A_2'=1$, iar figura 10 reprezintă funcția $\frac{dv}{dt}=f(t)$ pentru $W_2>W_1$, $B_2<1$ și $B_2>1$ comparativ cu cazul inițial reprezentat prin $B_2=1$.

4. Cunoscînd funcțiile $v=f(t)$ și $Z_p=f(v)$ stabilite la punctul 3, în continuare se procedează după metoda grafico-analitică indicată la pct. 2, adică se calculează $M=f(v)$ respectiv $M=f(n)$, $i=f(n)$ și în fine $R=f(n)$ și $R=f(t)$.

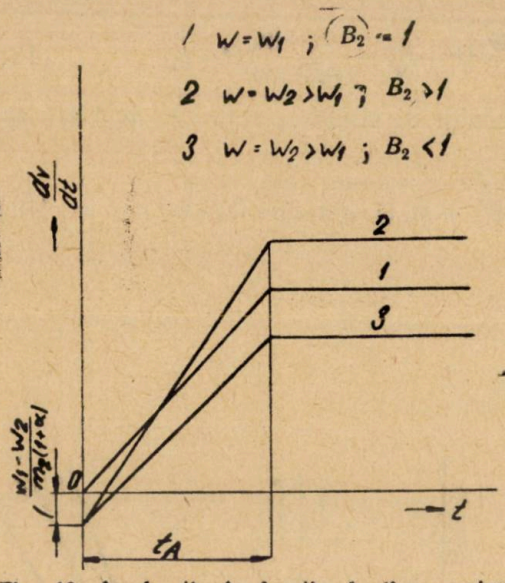


Fig. 10. Accelerația în funcție de timp pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2>W_1$, $p<1$.

Deoarece în toate cazurile, forța de tracțiune la $v=0$ este egală cu W_1, adică are aceeași valoare ca în cazul inițial analizat la pct. 2, înseamnă că la $v=0$ atît curentul de pornire i cît și rezistența R vor avea aceleași valori ca la pct. 2. Deci valoarea totală a rezistenței adiționale R nu se modifică, ea rămîne aceeași cu cea determinată inițial pentru declivitatea echivalentă și încărcarea medie. Ceea ce se schimbă de la caz la caz este variația rezistenței în funcție de viteză respectiv în funcție de timp, adică, în ultima instanță, viteza de manevrare a controlerului, respectiv durata de timp corespunzătoare fiecărei trepte de rezistență.

Se menționează că numărul de trepte fiind mare, diferența dintre valoarea inițială (și deci cea reală) a rezistenței treptelor și valoarea obținută pentru fiecare caz în parte, nu are importanță practică, dacă prin modificarea vitezei de manevrare a controlerului de la un caz la altul se realizează valoarea medie $R=f(n)$ corespunzătoare.

In fig. 11 s-au reprezentat funcțiile $i=f(n)$ și $R=f(n)$ pentru $p<1$; (A_2') $A_2<1$; (A_2') $A_2>1$; (A_2') $A_2=1$ iar în figura 12 funcțiile $R=f(t)$ pentru cazurile reprezentate în figura 11.

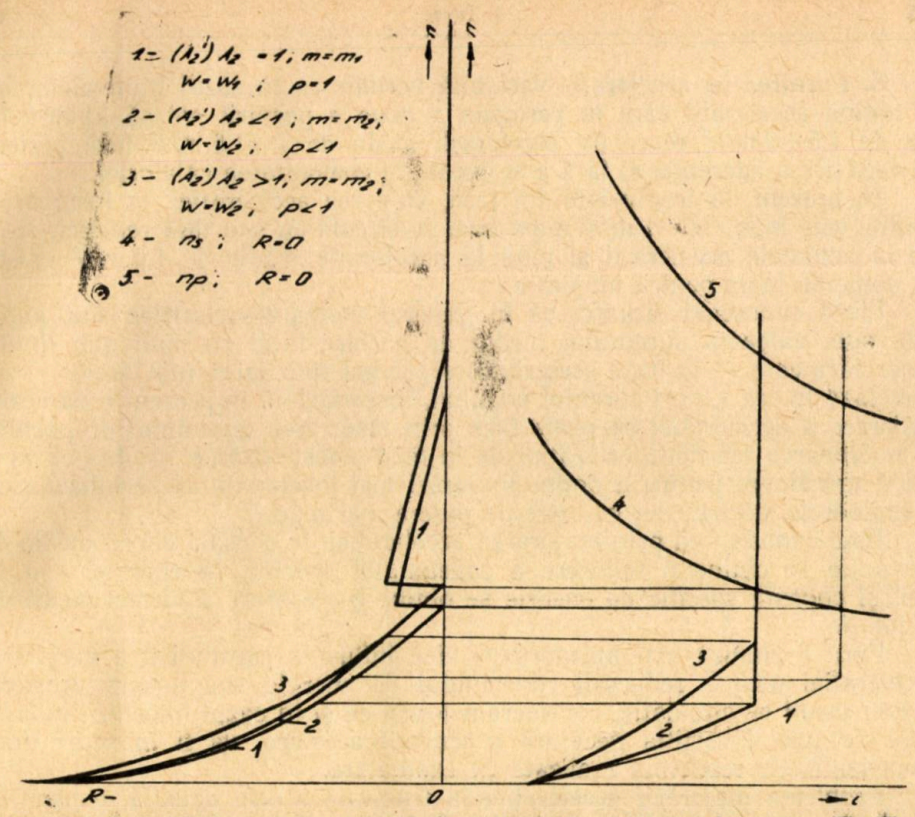


Fig. 11. Curentul de pornire şi rezistenţa adiţională pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2$.

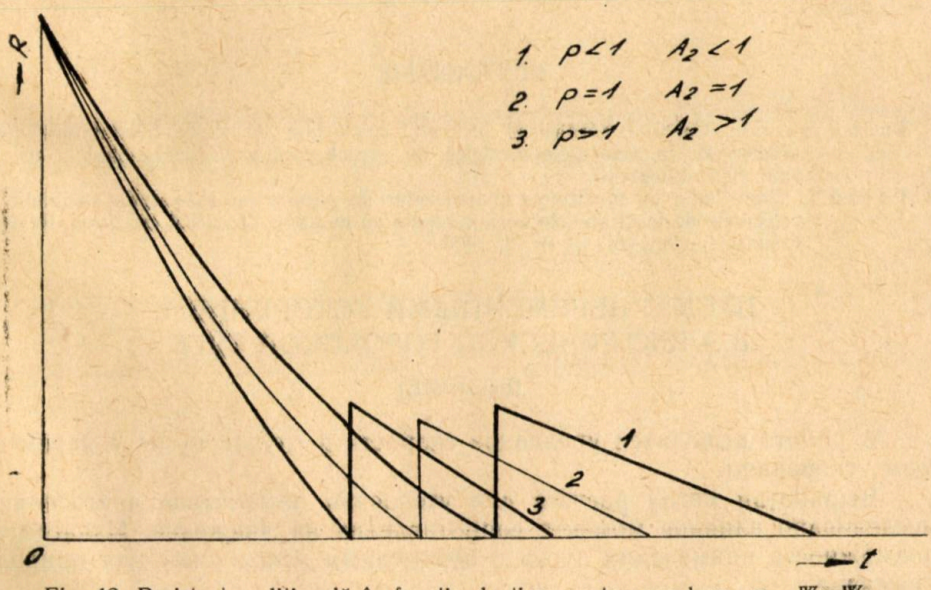


Fig. 12. Rezistenţa adiţională în funcţie de timp pentru cazul $m=m_2$, $W=W_2$.

5. Pornirea cu accelerație variabilă permite ca în cazul tramvaielor să se obțină accelerații care în perioada a doua a pornirii pot să ajungă în jur de 1,5—2 m/s² respectiv accelerații medii de 1—1,5 m/s² fără pericol de depășire a aderenței și fără a se înrăutăți comoditatea călătoriei.

În prezent, la tramvaiele din țară, valoarea accelerației, la încărcarea medie, este între 0,6—1 m/s² după cum se circulă cu sau fără remorci. Deci de la actualele accelerații și pînă la accelerația medie de 1,5 m/s² există un domeniu mare pentru majorare.

Fiind cunoscută situația că în general motoarele electrice sînt puțin solicitate, valoarea curentului mediu de pornire fiind cu mult sub limita superioară care — în baza prescripțiilor privind solicitarea motoarelor — se apreciază la cca 1,8 ori curentul nominal, înseamnă că în prezent o oarecare majorare a accelerației se poate face prin majorarea curentului de pornire și modificarea rezistenților adiționale în mod corespunzător, urmînd ca în o etapă următoare pentru a obține majorări mai însemnate să se înlocuiască și motoarele electrice cu motoare de putere mai mare.

Este cunoscut că prin majorarea accelerației, la aceeași viteză medie de circulație se obține o reducere a consumului specific de energie, sau la același consum specific de energie se obține o majorare a vitezei medii de circulație.

Fără a analiza mai îndeaproape aici, influența cantitativă a majorării accelerației asupra reducerii consumului de energie sau asupra creșterii vitezei medii de circulație, considerăm totuși că și în cazul înlocuirii motoarelor actuale, investiția necesară procurării acestora, va fi în scurt timp amortizată, de economia realizată în exploatare.

Problema majorării accelerației la tramvaie e deci actuală, e ușor de rezolvat, și e generatoare de economii, motiv pentru care se impune cu precădere.

BIBLIOGRAFIE

1. Turbuțiu Gh., Calculul pornirii și influența numărului de trepte reostatice asupra accelerației la vehiculele electrice de curent continuu. Electrotehnica, nr. 1, anul 1955, București.
2. Turcu I., Contribuție la construirea diagramelor de pornire cu accelerație variabilă la vehiculele de tracțiune electrică echipate cu motoare de curent continuu. Revista Transporturilor, vol. 13, nr. 2, 1966.

ПУСК С ПЕРЕМЕННЫМИ УСКОРЕНИЕМ В ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ГОРОДСКОЙ ТЯГЕ

(РЕЗЮМЕ)

В работе выводится уравнение скорости в случае пуска с переменным ускорением.

Выработан метод расчета для уточнения параметров двигателя и исследовано влияние момента сопротивления на движение. Излагается возможность применения пуска с переменным ускорением для привода трамваев.

DAS ANFAHREN MIT VERÄNDERLICHER BESCHLEUNIGUNG BEI ELEKTRISCHER ZUGBEFÖRDERUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird die Geschwindigkeitsgleichung beim Anfahren eines Fahrzeuges mit veränderlicher Beschleunigung aufgestellt.

Es wird die Berechnungsmethode zur Bestimmung der Parameter des Motors erarbeitet und der Einfluss des Gegenmomentes auf die Bewegung des Fahrzeuges studiert. Danach wird die Möglichkeit der Einführung des Anfahrens mit veränderlicher Beschleunigung bei Strassenbahnen aufgezeigt

STUDIUL FORMĂRII ŞI DESCHIDERII FISURILOR LA ELEMENTE DE BETON ARMAT SUPUSE LA COMPRESIUNE EXCENTRICĂ

DE

A. MIHAESCU

1. INTRODUCERE

Pînă în prezent s-a studiat în mod deosebit, teoretic şi experimental, problema distanţei dintre fisuri şi a mărimii deschiderii fisurilor la elementele încovoiate şi întinse centric din beton armat. Pentru alte solicitări studiile teoretice şi mai ales cele experimentale privitoare la această problemă sînt relativ reduse [2], [12].

Deoarece în construcţiile de beton armat foarte multe elemente sînt solicitate excentric, lucrarea de faţă şi-a propus ca temă studiul formării şi deschiderii fisurilor la elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică.

Pornind de la teoria generală a formării şi deschiderii fisurilor [6], [9], [11], [14] ş.a.) s-au stabilit ecuaţiile generale în cazul elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică.

2. STABILIREA ECUAŢIILOR GEENRALE ALE DISTANŢEI ŞI DESCHIDERII FISURILOR PENTRU COMPRESIUNE CU MARE EXCENTRICITATE

2.1. Distanţa între fisuri

Considerînd cazul unui stîlp din beton armat supus la compresiune cu mare excentricitate, înainte de apariţia fisurilor eforturile preluate de beton şi armătură sînt constante în lungul elementului (stadiul I) — (fig. 1, *b*). Odată cu creşterea încărcării atunci cînd în beton efortul unitar σ_b' atinge valoarea limită de rupere la întindere R_t, betonul fisurează (fig. 1, *c*).

In figura 1 sînt reprezentate schematic fazele de formare a fisurilor; M_a reprezintă momentul încovoietor acoperit de armătură, iar M_b momentul încovoietor acoperit de betonul întins.

Este evident că prima fisură va apare în secțiunea unde betonul, datorită neomogenității lui, are rezistența cea mai mică ; poziția primei fisuri depinde de o serie de factori aleatori.

În secțiunea cu fisură tot efortul de întindere este preluat de armătură, efortul unitar în beton fiind nul. În această secțiune efortul unitar din armătură întinsă are valoarea maximă σ_{a2} (fig. 1, *c*, *d*).

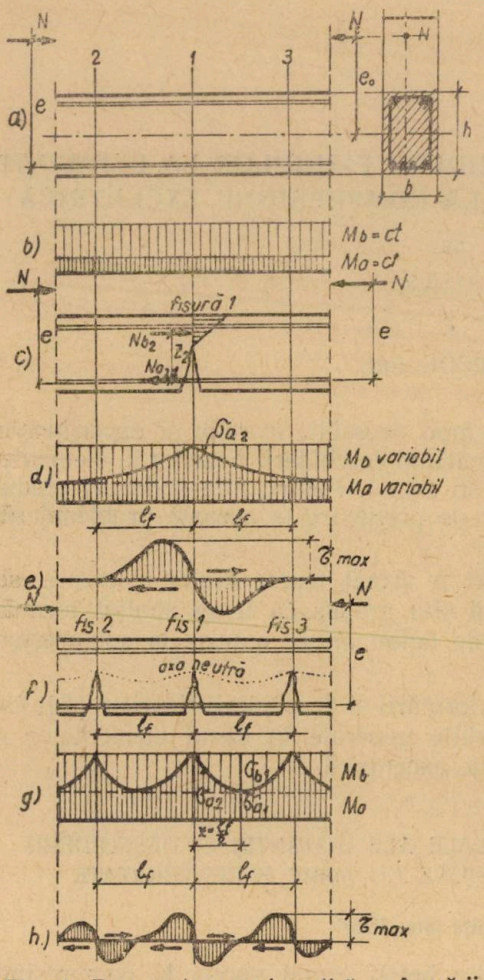


Fig. 1. Reprezentarea schematică a formării fisurilor.

Se presupune pentru început că în zona comprimată a elementului nu avem armătură de rezistență, ci numai armătură de montaj. În acest caz valoarea efortului în armătură întinsă în stadiul II va fi :

$$\sigma_{a2} = \frac{N(e - z_2)}{A_a z_2} \qquad (1)$$

(σ_{a2} este funcție de N și e_0 în cazul simplei armări și de N, e_0 și A'_a în cazul dublei armări, pentru aceleași mărimi b, h, R_b).

Pentru stabilirea relației de calcul, presupunem că în elemen au apărut mai multe fisuri (figura 1, *f*). La distanța x de fisu în domeniul l_f dintre două fis consecutive, betonul se încarcă mai mult cu o parte din efortu unitar de întindere transmis de armătură prin aderență. Aceasta face ca efortul în armătură din secțiunea cu fisură σ_{a2} (secțiunea 1) (fig. 1) să scadă pînă la mijlocul distanței l_f, iar efortul de întindere din beton σ'_b să crească și să tindă spre valoarea limită R_t la distanța $x = l_f/2$ (fig. 1).

Cînd efortul unitar de întindere în beton σ'_b este mai mic decît valoarea sa limită dar în apropierea lui R_t, atunci distanța dintre două fisuri vecine este maximă. În cazul în care $\sigma'_b = R_t$, apare o nouă fisură la distanța $l_f/2$ [12]. Rezultă deci că :

$$l_{f\,min} = 0{,}5\, l_{f\,max}$$

și

$$l_{f\,med} = 1{,}5\, l_{f\,min} = 0{,}75\, l_{f\,max}.$$

Distanța între fisuri scade prin apariția unor noi fisuri odată cu creșterea încărcării, dar numai pînă la o anumită limită, cît timp aderența dintre oțel și beton nu se distruge. Această situație corespunde distanței minime dintre fisuri pentru care efortul unitar de întindere în beton σ_b' nu mai poate atinge valoarea limită R_t.

Dacă scriem efortul de întindere în armătură într-o secțiune la distanța $x \leqslant l_f/2$ de la prima fisură, valoarea acestui efort este:

$$A_a \sigma_a = \frac{N(e-z_2)}{z_2} - u\int_0^x \tau_{ax}\, dx, \tag{2}$$

iar efortul unitar de întindere în armătură are valoarea:

$$\sigma_a = \frac{N(e-z_2)}{A_a z_2} - \frac{u}{A_a}\int_0^x \tau_{ax}\, dx. \tag{3}$$

În stadiul Ia, în momentul care precede apariția fisurii 1 (fig. 1, *a*) solicitarea este preluată de întreaga secțiune transversală de beton și armătură (fig. 1, *b*) și are valoarea:

$$N(e-z_2) = \sigma_a A_a z + \sigma_b' W_f, \tag{4}$$

în care W_f este modulul de rezistență pentru zona întinsă de beton în stadiul Ia de lucru al elementului de beton armat solicitat la compresiune excentrică.

Conform ipotezelor admise în literatura de specialitate [15], [17], se neglijează faptul că zona comprimată are o înălțime variabilă în lungul elementului fisurat, adică $z = z_1 = z_2$.

Egalînd ecuațiile (1) și (4) și ținînd seama de relația (2) pentru o secțiune la distanța x de fisură, se obține efortul unitar de întindere în beton:

$$\sigma_b' = \frac{uz}{W_f}\int_0^x \tau_{ax}\, dx. \tag{5}$$

Notînd cu l_f distanța maximă între două fisuri consecutive se poate ca în beton efortul unitar de întindere σ_b' să atingă valoarea limită R_t la distanța $l_f/2$. Atunci din relația (5) rezultă:

$$R_t = \frac{uz}{W_f}\int_0^{l_f/2} \tau_{ax}\, dx. \tag{6}$$

Scriem valoarea efortului unitar τ_{ax} în funcție de mărimea maximă a efortului de aderență $\tau_{a\,max}$ și de raportul x/l_f, adică

$$\tau_{ax} = \tau_{a\,max}\, f\left(\frac{x}{l_f}\right). \tag{7}$$

Notînd cu $x/l_f = \varphi$, rezultă că

$$dx = l_f\, d\varphi \tag{8}$$

și atunci integrala devine:

$$\int_0^{1/2} \tau_{ax} dx = l_f \tau_{a\,max} \int_0^{1/2} f(\varphi)\, d\varphi. \tag{9}$$

Inlocuind expresia (9) în ecuația (6) și rezolvînd-o pe aceasta din urmă în raport cu l_f, obținem distanța dintre fisuri:

$$l_{f\,max} = C_1 \frac{W_f}{uz} \frac{R_t}{\tau_{a\,max}}, \tag{10}$$

în care C_1 este o constantă care depinde de modul de variație a efortului de aderență τ_{ax} și are expresia:

$$C_1 = \frac{1}{\int_0^{1/2} f(\varphi)\, d\varphi}. \tag{11}$$

2.2. Deschiderea fisurilor

Armătura se deformează datorită încărcărilor exterioare și variației de temperatură Δ_t. Într-o secțiune curentă x, mărimea acestei deformații este:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E_a} + \Delta_t \alpha_{ta}.$$

Betonul suferă în plus și deformații din contracție ε_c:

$$\varepsilon_b = \frac{\sigma_b}{E_b} + \Delta_t \alpha_{tb} - \varepsilon_c.$$

La nivelul armăturii întinse A_a lunecarea specifică între o fibră de beton și o fibră de oțel este:

$$\varepsilon = \varepsilon_a - \varepsilon_b = \frac{1}{E_a}(\sigma_a - n\sigma_b') + \varepsilon_c + \Delta_t(\alpha_{ta} - \alpha_{tb}). \tag{12}$$

Inlocuind în relația (12) valorile eforturilor unitare σ_a din (3) și σ_b din (5) precum și $u/A_a = 4/d$, deplasările relative ale armăturii și betonului capătă expresia:

$$\varepsilon = \frac{1}{E_a}\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2 A_a} - \frac{4}{d}\left(1 + \frac{nA_a z}{w_f}\right)\int_0^x \tau_{ax} dx\right] + \varepsilon_c + \Delta_t(\alpha_{ta} - \alpha_{tb}). \tag{13}$$

Deschiderea maximă a fisurilor $a_{f\,max}$ este dată de diferența alungirilor totale dintre fisuri ale betonului și armăturii. Pentru lungimea dx valoarea lunecării este εdx, iar pentru distanța maximă l_f între două fisuri se obține deschiderea maximă a fisurii:

$$a_{f\,max} = 2\int_0^{l_f/2} \varepsilon dx. \tag{14}$$

Inlocuind pe ε din relația (13) în ecuația (14) obținem :

$$a_{f\,max}=2\int_0^{l_f/2}\frac{1}{E_a}\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2A_a}-\frac{4}{d}\left(1+\frac{nA_a\cdot z}{w_f}\right)\int_0^x\tau_{ax}dx\right]dx+$$

$$+2\left[\varepsilon_c+\Delta_t(\alpha_{at}-\alpha_{bt})\right]dx. \tag{15}$$

In cele mai multe cazuri se poate neglija influența temperaturii ($\alpha_{ta}\cong\alpha_{tb}$) și uneori și aceea a contracției, astfel încît formula (15) devine :

$$a_{f\,max}=2\int_0^{l_f/2}\frac{1}{E_a}\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2A_a}-\frac{4}{d}\left(1+\frac{A_az}{w_f}n\right)\int_0^x\tau_{ax}dx\right]dx. \tag{16}$$

Ținînd seama de relațiile (7) și (8) și efectuînd integrala, ecuația (16) se poate scrie :

$$a_{f\,max}=\frac{l_{f\,max}}{E_a}\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2A_a}-C_2R_t\left(\frac{W_f}{zA_a}+n\right)\right], \tag{17}$$

în care :

$$C_2=2C_1\int_0^{1/2}d\varphi\int_0^{\varphi}f(\varphi)\,d\varphi. \tag{18}$$

Constanta C_2 depinde, de asemenea de valoarea lui τ_{ax}.

Se poate neglija deformația elastică a betonului și în cazul acesta ecuația (17) se poate scrie :

$$a_{f\,max}=\frac{l_{f\,max}}{E_a}\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2A_a}-C_2\frac{R_tW_f}{zA_a}\right]. \tag{19}$$

Pentru folosirea relațiilor stabilite în teoria generală de calcul al distanței și deschiderii fisurilor (10), (17) și (19) pentru elementele de beton armat comprimate excentric se impune :

— determinarea modulului de rezistență al secțiunii pentru zona întinsă de beton W_f la apariția fisurilor (stadiul Ia);

— determinarea constantelor de integrare.

3. STABILIREA RELAȚIILOR DE CALCUL PENTRU DISTANȚA DINTRE FISURI ȘI DESCHIDEREA FISURILOR

3.1. Determinarea modulului de rezistență al secțiunii W_f pentru zona întinsă de beton în stadiul Ia

Calculul modulului de rezistență al zonei întinse se face la starea limită de apariție a fisurilor (stadiul Ia), la care efortul unitar de întindere din beton devine egal cu rezistența limită a betonului la întindere R_t și este constant pe toată înălțimea zonei întinse de beton (stadiul Ia) [1]:

$$W_f=\frac{M_f}{R_t}. \tag{20}$$

În lucrarea [8] a fost dedusă relația de calcul pentru W_f și s-au calculat modulul de rezistență pentru zona întinsă de beton a elementelor experimentale:

$$W_f = 2nA_a\left(h_0 - \frac{x_f}{3}\right) + b(h-x_f)\left(\frac{h-x_f}{2} + \frac{2x_f}{3}\right) + 2nA_a\frac{x_f-a'}{h-x_f}\left(\frac{x_f}{3} - a'\right), \quad (21)$$

unde înălțimea x_f a zonei comprimate în stadiul Ia se poate calcula cu relația (73) [3].

3.2. Determinarea constantelor de integrare C_1 și C_2

Una din problemele de bază care se pune la folosirea relațiilor stabilite în teoria generală pentru calculul distanței și deschiderii fisurilor (10) și (17) este găsirea legii de variație a efortului unitar de aderență între armătură și beton funcție de abscisa x (fig. 1, *f*, *h*).

După cum se vede din relațiile (2) și (3) și din fig. 1, efortul unitar de aderență τ_a este variabil pe intervalul dintre două fisuri consecutive. În momentul apariției fisurii, stabilirea legii de variație a efortului unitar de aderență este dificilă din cauza numeroșilor factori care intervin [17].

Studii și cercetări în această direcție au fost efectuate de către L. P. Brice [6], G. Wastlund, P. O. Johnson, I. Ostermann [14], R. Saliger [11] și alții, care pe baza experiențelor și a unor ipoteze admise ajung la concluzii importante. În general rezultă de aici că teoriile cunoscute pînă în prezent admit pentru efortul unitar de aderență τ_a, între două fisuri consecutive, repartiții după o lege de variație dreptunghiulară [16], sinusoidală [11] sau triunghiulară [14].

Majoritatea cercetătorilor consideră însă că forma de repartizare triunghiulară se apropie mai mult de realitate și acceptă faptul că în anumite momente de creștere a eforturilor în armătură pot să apară și alte forme de repartizare [12].

În figura 2 se arată variația efortului unitar de aderență între beton și armătură, obținută pe cale experimentală prin smulgere [15].

Rezultate asemănătoare a obținut și A. Bichara, pe care le redă în lucrarea [5].

F. Emperger prezintă rezultate experimentale și concluzii interesante [7], în care arată că efortul unitar de aderență scade o dată cu creșterea diametrului armăturilor și că valoarea calculată $\tau_{ax}\sqrt{d/a_f}$ rămîne practic constantă pentru aceeași marcă de beton. C. Bach și O. Graf [4] ulterior stabilesc că $\tau_{ax} = \gamma R_t$.

Valoarea maximă a efortului unitar de aderență se poate determina mai exact cu relația:

$$\tau_{a\,max} = \gamma_1 R_t \sqrt{a_f/d} \quad (22)$$

în care $\tau_{a\,max}$ depinde de mărimea deschiderii fisurilor a_f, iar valoarea coeficientului γ_1 se determină experimental.

In baza celor arătate mai sus, pentru stabilirea relaţiilor de calcul al distanţei şi deschiderii fisurilor, folosind ecuaţiile din teoria generală, s-a admis:

a) *Diagrama de variaţie triunghiulară* [14] a efortului unitar de aderenţă τ_a între două fisuri consecutive pentru determinarea distanţei şi deschiderii maxime a fisurilor.

b) *Diagramele de variaţie dreptunghiulară* pentru efortul unitar de aderenţă, (o valoare constantă aşa cum se prevede şi în prescripţiile tehnice

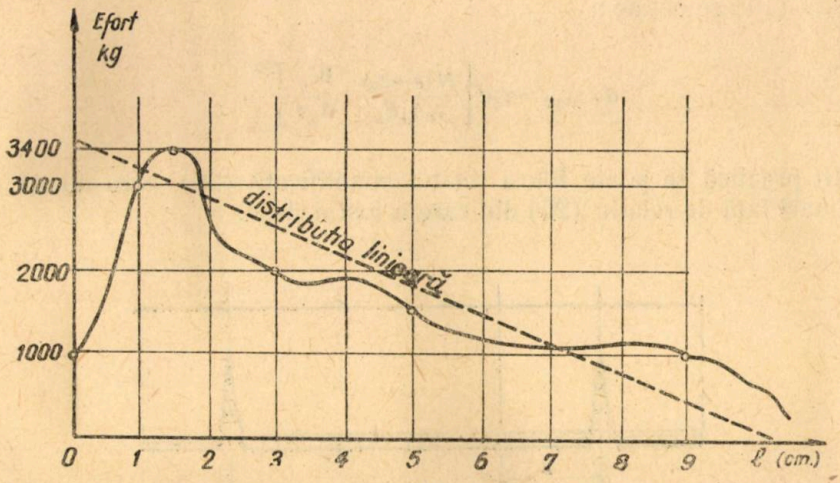


Fig. 2. Variaţia efortului unitar de aderenţă între beton şi armătură, obţinut pe cale experimentală prin smulgere.

românesti [16]) pentru determinarea distanţei şi deschiderii medii a fisurilor.

3.2.1. *Diagrama triunghiulară pentru* τ_{ax}

Considerînd o diagramă triunghiulară pentru variaţia efortului unitar de aderenţă τ_{ax}, pentru o secţiune la distanţa x de fisură rezultă (fig. 3):

$$\tau_{ax} = \tau_{a\,max}\left(1 - \frac{2x}{l_f}\right). \tag{23}$$

In figura 3 se prezintă variaţiile lui τ_{ax}, σ_{bx} şi σ_{ax} între două fisuri.

Constantele de integrare se determină cu ajutorul ecuaţiilor (11) şi (18), rezultînd $C_1=4$ şi $C_2=2/3$ (s-a înlocuit $u=4A_a/d$ considerîndu-se acelaşi diametru pentru secţiune A_a).

Din relaţia (10) se obţine distanţa maximă dintre fisuri:

$$l_{f\,max} = \frac{1}{\gamma_1}\,\frac{W_f d^{3/2}}{zA_a a_{f\,max}^{1/2}}. \tag{24}$$

Mărimea deschiderii fisurilor rezultă din relația (17) introducînd valorile lui $l_{f\,max}$ din (24) și $C_2=2/3$:

$$a_{f\,max}=\gamma_2 d\left(\frac{W_f}{zA_a}\right)^{2/3}\left[\frac{N(e-z_2)}{E_aA_az_2}-\frac{2}{3}\frac{R_t}{E_a}\left(\frac{W_f}{zA_a}+n\right)\right]^{2/3}. \qquad (25)$$

Dacă se neglijează deformațiile elastice ale betonului între fisuri și folosind constantele determinate experimental care corectează relația simplificată (19) se obține :

$$a_{f\,max}=\gamma_3 d\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2A_aE_a}\,\frac{W_f}{A_az}\right]^{2/3}. \qquad (26)$$

In practică se poate folosi relația simplificată (26), care nu dă erori prea mari față de relația (25) din care a fost dedusă.

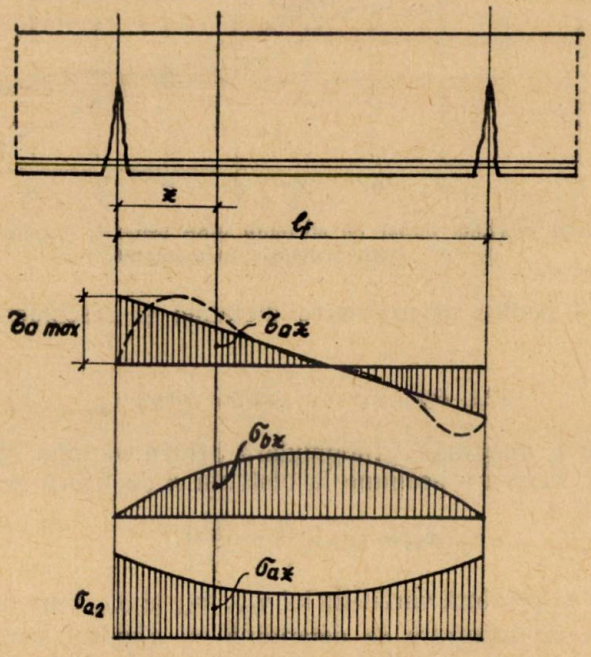


Fig. 3. Variația triunghiulară a efortului unitar de aderență (beton-armătură) și a efortului unitar în beton și armătură din zona întinsă, între două fisuri consecutive.

Valorile constantelor γ_2, γ_3 s-au determinat experimental (fig. 4 și 5), iar $1/\gamma_1=\gamma_2^{3/2}$.

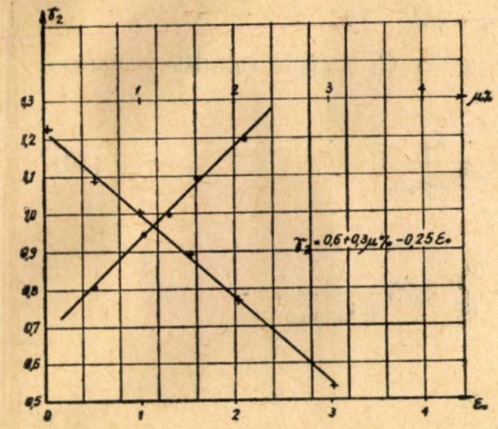


Fig. 4. Determinarea experimentală a constantei γ_2.

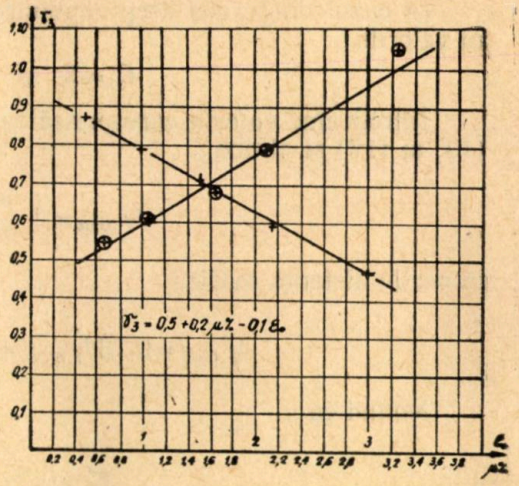


Fig. 5. Determinarea experimentală a constantei γ_3.

3.2.2. *Diagrama dreptunghiulară pentru* τ_{ax}

Dacă pentru τ_{ax} se admite o diagramă dreptunghiulară, deci o valoare constantă (fig. 6) așa cum se prevede și în prescripțiile tehnice românești [16] rezultă :

$$\tau_{ax} = \tau_{a\,med}, \tag{27}$$

iar

$$\tau_{a\,med} = \tau_{a\,max}\,\omega', \tag{28}$$

în care :

$$\omega' = \frac{A}{\tau_{a\,max}\,l_f} \leqslant 1, \tag{29}$$

unde A reprezintă suprafața diagramei hașurate (fig. 6).

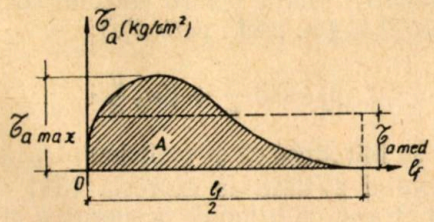


Fig. 6. Variația (dreptunghiulară) a efortului unitar de aderență (beton-armătură) între două fisuri consecutive.

In cazul diagramei dreptunghiulare a lui τ_{ax} constantele de integrare au valorile:

$$C_1=2 \quad \text{și} \quad C_2=1/2.$$

Introducînd valorile corespunzătoare pentru C_1 și C_2 în relațiile generale (10) și (17) se obține:

$$l_{f\,max}=2\frac{W_f}{uz}\frac{R_t}{\omega'\tau_{a\,max}}, \tag{30}$$

respectiv distanța medie:

$$l_{f\,med}=0{,}75\,l_{f\,max}=2\frac{W_f}{uz}\,0{,}75\frac{R_t}{\omega'\tau_{a\,max}}.$$

Notînd cu:

$$\beta'_f=0{,}75\frac{R_t}{\omega'\tau_{a\,max}} \tag{31}$$

rezultă:

$$l_{f\,med}=2\beta'_f\frac{W_f}{uz}. \tag{32}$$

Folosirea relației (32) necesită calculul lui W_f. Prin analogie cu încovoierea simplă și întinderea centrică, se poate admite o formulă mai simplă de forma:

$$l_{f\,med}=\beta_f\frac{A_{bt}}{u} \tag{33}$$

în care β_f se determină prin prelucrarea rezultatelor experimentale [13].

Coeficientul β_f este o mărime variabilă dependentă de procentul de armare $\mu\%$, de raportul $R_t/\tau_{a\,max}$ (care este funcție de diametrul barelor), de grosimea stratului de acoperire a armăturii η, de natura suprafeței armăturii (netedă sau cu profil periodic) și într-o oarecare măsură, de marca betonului.

Valoarea coeficientului β_f s-a determinat experimental funcție de raportul μ/d și de excentricitatea relativă a forței axiale ε_0 prin prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale obținute de autor [8].

S-a obținut următoarea relație pentru calculul coeficientului β_f valabile numai pentru armătura P.C (cu profil periodic):

$$\beta_f=0{,}6\frac{1}{\varepsilon_0}+15\varepsilon_0\frac{\mu}{d}. \tag{34}$$

In relația (34) μ se introduce ca și coeficientul ($\mu=A_a/bh_0$) iar d în cm.

Valorile coeficientului β_f date de expresia (34) sînt valabile dacă se execută în mod corect stratul de beton de acoperire a armăturilor, considerat de cel puțin 1,5 d. Prin micșorarea grosimii stratului de acoperire, se reduc aderența și astfel crește distanța dintre fisuri și deschiderea lor.

Din relațiile (19) rezultă deschiderea fisurilor :

$$a_{f\,med} = \frac{l_{f\,med}}{E_a}\left[\frac{N(e-z_2)}{z_2 A_a} - \frac{1}{2}\cdot\frac{R_t}{z}\cdot\frac{W_f}{A_a}\right]. \tag{35}$$

Dacă se notează cu :

$$\sigma_{a2} = \frac{N(e-z_2)}{z_2 \cdot A_a}$$

$$\psi' = 1 - 0{,}5\,\frac{R_t\,W_f}{z \cdot A_a\,\sigma_{a2}} \leqslant 1. \tag{36}$$

Folosirea relației (36) necesită calculul lui W_f. Prin analogie cu încovoierea simplă se poate admite o relație mai simplă de forma :

$$\psi = 1 - \tilde{\beta}\,\frac{R_t A_{bt}}{A_a\,\sigma_{a2}} \leqslant 1, \tag{36a}$$

rezultă :

$$a_{f\,med} = \psi\,\frac{\sigma_{a2}}{E_a}\cdot l_{f\,med}, \tag{37}$$

unde ψ reprezintă conlucrarea betonului întins dintre fisuri cu armătura întinsă A_a.

Avantajul folosirii relației (37) constă în faptul că se poate ușura considerabil calculul, întocmindu-se nomograme pentru diferite valori ψ funcși de β_f.

În articolul următor se vor prezenta rezultatele experimentale pentru determinarea coeficienților din relațiile de calcul stabilite pentru distanța și deschiderea fisurilor la elementele de beton armat supuse la compresiune excentrică.

BIBLIOGRAFIE

1. Avram C., *Curs de beton armat*, partea II-a, Litografia Învățământului, Timișoara 1955.
2. Avram C., Filimon I., Mihăescu A., Deutsch I., L'espacement et l'ouverture des fissures des éléments prismatiques en béton armé soumis a la torsion pure. Sub tipar Buletinul CEB Paris.
3. Avram C., Filimon I., *Curs de beton armat*, partea III-a, *Betonul slab armat*, București, Ed. de Stat Didactică și Pedagogică, 1962.
4. Bach C., Graf O., Versuche mit Eisenbetonbalken, namentlich zur Bestimmung des Gleitwiderstandes, Berlin, Mitteilungen über Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingineurwesens, Nr. 72—74, 1909.
5. Bichara A., Etude du problème de l'adherence dans le béton armé Paris, C.C.S.T.B., Cahiers No. 117 et 127 1951.
6. Brice L. P., Etude des conditions de formation des fissures de glissement et de decochésion dans les solides, Paris, Travaux, No. 236, 1954.
7. Emperger F., Die statische Bedeutung des Haftwiderstandes in Tragwerke aus Eisenbeton, Berlin, Beton und Eisen, Nr. 7 1940.

8. Mihăescu A., Contribuții la calculul distanței și deschiderii fisurilor la elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică. Teză de doctorat Inst. Politehnic Timișoara 1966.
9. Nicolau V., Ionescu C. ș. a., *Introducere în teoria betonului*, vol. II, București, Ed. Tehnică, 1957.
10. Nicolau V., *Betonul armat*, București, Ed. Tehnică 1962.
11. Saliger R., *Fortschritte im Stahlbeton*, Wien, Franz Deuticke 1950.
12. Schröder S., Theorien über die Rissbildung in Stahlbetonbalken, Dresden, Teză de dizertație, 1959.
13. Stănculescu G., Influența diferiților parametri asupra distanței dintre fisuri și deschiderii fisurilor la elementele de beton armat, supuse la încovoiere. Buletin INCERC nr. 1, Studii și cercetări beton armat și beton precomprimat, București, 1965.
14. Waestlund G., Jonsson P. O., Investigation on Formation of Cracks in Reinforced Concrete Structures, Zürich A.I.P.C., Publication preliminaire, 1948.
15. * * * Comité Européen du Béton, No. 12, 13 — 1959; No. 24 — 1960.
16. * * * *Normative condiționate pentru calculul construcțiilor la stări limită*, vol. I, Partea III, București, Ed. Tehnică, 1953.
17. * * * RILEM Symposium on Bond and Crack Formation in Reinforced Concrete, vol. 1, 2, 3 Stockholm, 1957.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОБРАЗОВАНИЯ И ОТКРЫТИЯ ТРЕЩИН ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ РАБОТАЮЩИХ НА ВНЕЦЕНТРЕННОЕ СЖАТИЕ

(РЕЗЮМЕ)

В настоящей работе устанавливается общие расчетные соотношения растояния и величины открытия трещин железобетонных элементов работающих на внецентренное сжатие. При этом основываются на общую теорию образования и открытия трещин.

L'ÉTUDE DE LA FORMATION ET DE L'OUVERTURE DES FISSURES DES ÉLÉMENTS EN BÉTON ARMÉ SOLICITÉS A UNE COMPRESSION EXCENTRIQUE

(RÉSUMÉ)

Le but de cet travail est d'etablir le relations generale pour le calcul des distances et de l'ouverture des fissures des éléments en béton armé solicités a une compression excentrique.

Les relations ont été établi en se basant sur la théorie générale de la formations et de l'ouverture des fissures.

UN NOU DISPOZITIV DE INCĂRCARE, PENTRU SISTEME FUNCȚIONIND ÎN CIRCUIT ÎNCHIS

DE

M. CRUDU, D. PERJU

1. CONSIDERAȚII GENERALE ASUPRA DISPOZITIVELOR DE ÎNCĂRCARE A SISTEMELOR CU CIRCULAȚIA ENERGIEI ÎN CONTUR ÎNCHIS

La stabilirea experimentală a parametrilor funcționali ai unei transmisii mecanice, se folosesc standuri de încercare (care folosesc în componența lor, fie transmisia însăși, fie un model al acesteia).

Aceste standuri pot servi la stabilirea capacității portante, a durabilității sau a randamentului transmisiei, precum și ca standuri de rodaj.

Standurile trebuie să asigure încărcarea transmisiei încercate la diferite regimuri de lucru, încărcare ce se poate realiza în circuit deschis sau închis (mecanic sau electric).

Încercarea în circuit deschis presupune consumarea sau disiparea întregii energii necesare în cercetarea transmisiei.

Încercarea în circuit închis are avantajul că sursa de energie trebuie să acopere doar pierderile mecanice din circuit, iar standul este constructiv mai simplu.

În figura 1 este reprezentată o schemă de principiu a unui stand de încercat roți dințate în circuit închis electric. Circulația energiei se face de la motorul electric *1* prin transmisia de încercat la generatorul *G*, care la rîndul său debitează peste același motor. Compensarea energiei consumate prin frecare și pe partea electrică a circuitului, se face prin intermediul motorului electric *2*, alimentat de la o sursă din exterior.

Din figură se observă că transmisia mecanică încercată funcționează în circuit mecanic deschis, deci prezintă avantajul reproducerii fidele a condițiilor de funcționare a acesteia, iar construcția părții mecanice a circuitului este simplă și robustă.

Dezavantajul acestor tipuri de standuri constă în faptul că utilizează cel puțin 2 mașini electrice (un generator și unul sau două motoare), iar partea electrică a circuitului energetic, trebuie dimensionată la întreaga putere necesară încercării.

Schema de principiu a unui stand de încercare în circuit mecanic, închis este reprezentată în figura 2 şi se compune din : transmisiile de încercat *1* şi *2* (sau în cazul că se încearcă numai una cealaltă asigură doar închiderea

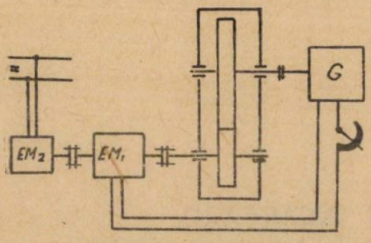


Fig. 1. Schema de principiu a unui stand de încercat roţi dinţate în circuit închis electric.

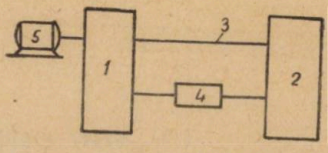


Fig. 2. Schema de principiu a unui stand funcţionînd în circuit închis mecanic.

circuitului), arborele de legătură *3*, dispozitivul de încărcare *4*, şi motorul electric de antrenare *5*.

La standurile în circuit închis, dispozitivul de încărcare are rolul de a realiza pe contur momentul de torsiune dorit.

În cele ce urmează ne vom ocupa de standuri de încercat roţi dinţate în circuit închis mecanic, acestea fiind cele mai răspîndite.

Dispozitivele de încărcare se pot clasifica în funcţie de faza în care se realizează torsionarea conturului închis al standului, cu încărcarea în repaos sau în mers [1].

Încărcarea în repaos se face cu standul oprit, printr-un dispozitiv care permite rotirea relativă a două secţiuni vecine din contur, momentul de torsiune obţinut astfel, fiind tocmai momentul corespunzător deformaţiei elastice realizate.

Din această categorie amintim :

a) Dispozitivul de încărcare cu flanşe (Kutzbach), la care torsionarea se face prin rotirea relativă a flanşelor *4* (figura 3).

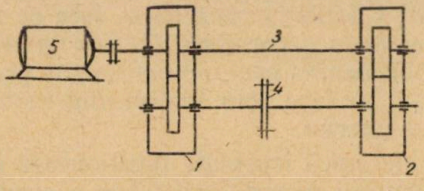


Fig. 3. Schema standului de încercare cu dispozitiv de încărcare cu flanşe (Kutzbach).

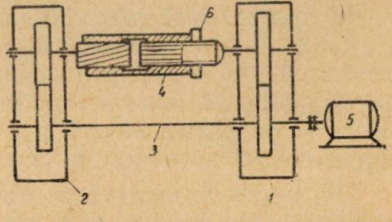


Fig. 4. Schema standului de încercat roţi dinţate cu dispozitiv de încărcare cu manşon.

Dezavantajele standului constau în faptul că necesită arbori lungi şi elastici, oferă o precizie mică în păstrarea încărcării la unghiuri mici a rotaţiei relative a celor două flanşe, iar încărcarea variază în mers din cauza

impreciziilor de prelucrare a roților dințate sau datorită uzurii. Are însă avantajul că prezintă o construcție simplă și robustă, cu un coeficient dinamic propriu foarte mic.

b) Dispozitivul de încărcare cu un manșon cu caneluri drepte și înclinate (realizat la catedra de Organe de mașini I. P. Timișoara), realizează rotirea relativă a două secțiuni vecine prin deplasarea axială a manșonului *4* (figura 4) cu ajutorul piuliței *6*. Are avantajul unei manipulări simple. Dezavantajele sistemului sînt aceleași cu ale celui cu flanșe și în plus necesită o lăgăruire adecvată preluării sarcinilor axiale cauzate de încărcare.

Dispozitivele de încărcare în mers se pot porni în gol, torsionarea sistemului realizîndu-se în funcționare, la momentul de torsiune dorit și după o lege impusă.

Din această categorie amintim :

c) Sistemul de încărcare cu reductor basculant (realizat la catedra Organe de mașini a IPT), se compune din două reductoare identice, dintre care unul basculant, legate între ele prin intermediul a 4 cuplaje cardanice și doi arbori intermediari (figura 5). Antrenarea se poate face la unul dintre arborii roților dințate cu axă fixă.

Are avantajul că este simplu, păstrează încărcarea constantă și are posibilitatea varierii încărcării în mers (încărcări cu sarcină progresivă).

Datorită faptului că unul dintre reductoare este basculant, iar legătura între acestea se face cu cuplaje cardanice, sistemul are dezavantajul că oferă coeficienți dinamici diferiți pe cele două reductoare, iar în funcționare apar vibrații.

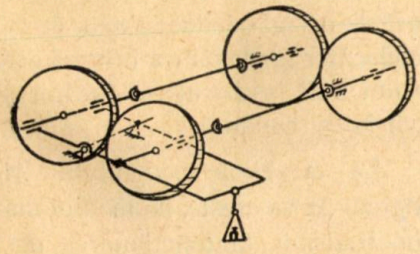


Fig. 5. Sistem de încărcare cu reductor basculant.

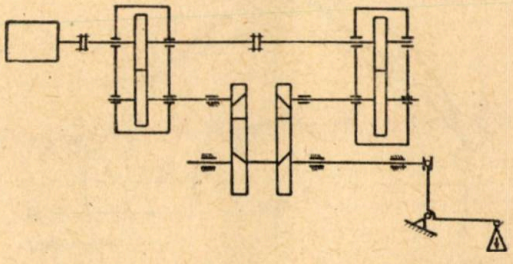


Fig. 6. Schema standului de încercat roți dințate, cu dispozitiv de încărcare cu roți dințate cilindrice cu dinți înclinați (Vörös).

d) Sistemul de încărcare cu roți dințate cilindrice cu dinți înclinați (Vöros), realizează rotirea relativă a două secțiuni vecine prin deplasarea axială relativă a două perechi de roți dințate cu dinți înclinați (figura 6).

Prezintă avantajul unei încărcări comode, cu posibilitatea varierii acesteia în mers.

Dezavantaje : este constructiv mai complicat, sistemul de torsionare se uzează în egală măsură cu roțile de încercat, apar sarcini axiale mari, frecările sistemului de torsionare influențează asupra preciziei încărcării.

2. DESCRIEREA UNUI NOU DISPOZITIV DE INCĂRCARE A SISTEMELOR ÎN CIRCUIT ÎNCHIS

În dorința de a construi un dispozitiv de încărcare simplu și cu siguranța menținerii încărcării în timpul funcționării, s-a imaginat un dispozitiv la care încărcarea se face prin forța centrifugă.

Pentru realizarea acestui dispozitiv am folosit un cuplaj cu bare articulate descris în lucrarea [2] care s-a introdus în cadrul circuitului închis. În figura 7 este reprezentat schematic acest cuplaj.

Cuplajul este compus din discul conducător M care transmite momentul de torsiune M_t, discul condus N și un număr par de bare care leagă cele 2 discuri. Barele de legătură sînt egale, articulate între ele și la cele 2 discuri.

Masa redusă din punctul C creiază forța centrifugă care echilibrează discurile într-o anumită poziție relativă definită de unghiul 2α.

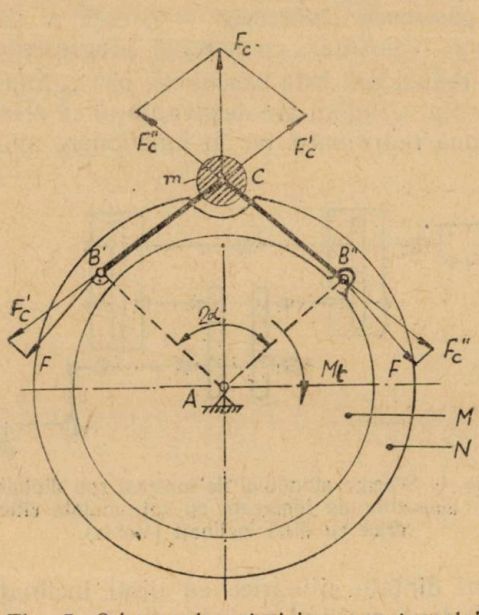


Fig. 7. Schema de principiu a unui cuplaj cu bare articulate.

Pentru ca cuplajul să funcționeze în ambele sensuri se mai introduce încă o pereche de bare articulate între discuri însă legate invers (legătura directă este realizată, considerînd sensul lui M_t, prima dată de discul condus și apoi de cel conducător iar legătura inversă este făcută întîi la discul conducător și apoi la cel condus).

La creșterea momentului M_t unghiul 2α va crește, momentul maxim transmis la funcționarea normală a cuplajului este acela corespunzător poziției elementelor $B'C$ și $B''C$ în prelungire, după care poziția relativă a elementelor nu se mai schimbă cuplajul funcționînd ca un cuplaj cu legături rigide.

Considerăm un cuplaj cu bare articulate introdus într-un circuit închis conform schemei din fig. 8 compusă din transmisiile de încercat *1* și *2* legate prin intermediul a două cuplaje, cuplajul *3* obișnuit și *4* cuplaj cu bare articulate.

In această situație cuplajul cu bare articulate va funcționa așa cum reiese din fig. 9.

La punerea în funcțiune a standului, datorită masei reduse m din punctul C, va lua naștere o forță centrifugă care va căuta să îndepărteze punctul C și deci unghiul 2α va avea tendința de micșorare, acestei tendințe opunîndu-i-se rigiditatea sistemului.

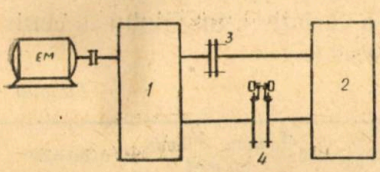


Fig. 8. Montarea unui cuplaj cu bare articulate într-un circuit închis mecanic.

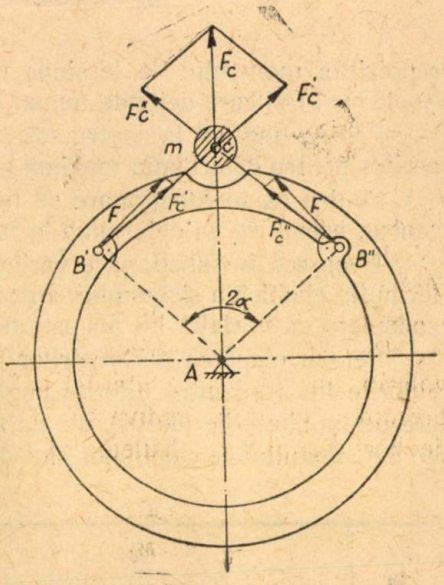


Fig. 9. Schema de principiu a dispozitivului de încărcare cu bare articulate.

Sistemul va fi astfel torsionat cu momentul M_t, a cărui expresie este:

$$M_t = z \cdot m \cdot \omega^2 \cdot r^2 \lambda \sin\alpha \frac{\left(\cos\alpha + \frac{1}{\lambda}\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}\right)^2}{2\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}} \quad [\text{kgfm}] \qquad (1)$$

în care:

m este masa redusă în punctul C [în kgf sec^2/m];

z — numărul de legături din cuplaj;

ω — viteza unghiulară a ramurii din circuit pe care se montează cuplajul [în rad/sec];

$r = \overline{AB'} = \overline{AB''}$ — raza la care se articulează barele pe cele două discuri ale cuplajului [în m];

$l = \overline{CB'} = \overline{CB''}$ — lungimea barelor de legătură [în m],

$$\lambda = \frac{r}{l}.$$

Relația (1) se mai poate scrie sub forma :

$$M_t = zm\omega^2 r^2 M_0 \tag{2}$$

în care :

$$M_0 = \lambda \sin\alpha \frac{\left(\cos\alpha + \frac{1}{\lambda}\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}\right)^2}{2\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}} \tag{3}$$

reprezintă momentul de torsiune unitar al cuplajului (pentru $z=1$, $m=1$, $\omega=1$, $r=1$) și care depinde numai de geometria acestuia.

Pentru unghiul la centru (2α) s-a admis că domeniul de 20°, este acoperitor pentru deformația maximă a sistemului și pentru condițiile de montaj.

Pentru ca în funcționare să nu fie necesară determinarea unghiului la centru, acesta se va determina la montaj.

Deoarece în funcționare variația unghiului la centru este egală cu deformația elastică a sistemului, iar aceasta din urmă este foarte mică, se poate considera că variația lui M_0 este neglijabilă.

Pentru alegerea parametrilor geometrici ai cuplajului, s-au determinat valorile lui M_0 pentru diferite unghiuri la centru și valori ale raportului λ, precum și abaterile relative ale lui M_0 pentru o variație a unghiului la centru de 20°. Rezultatele calculelor sînt date în tabelul 1.

Tabelul 1

2α	M_0					$S_{M_0}^{\%} = 100\frac{M_{0\,max} - M_{0\,min}}{M_{0\,med}}$ pt. $\Delta(2\alpha)=20°$				
	$\lambda=0{,}8$	$\lambda=0{,}9$	$\lambda=1$	$\lambda=1{,}1$	$\lambda=1{,}2$	$\lambda=0{,}8$	$\lambda=0{,}9$	$\lambda=1$	$\lambda=1{,}1$	$\lambda=1{,}2$
60	0,8775	0,8675	0,8660	0,8700	0,8800	—	—	—	—	—
65	0,9240	0,9075	0,9060	0,9035	0,9200	—	—	—	—	—
70	0,9585	0,9420	0,9400	0,9450	0,9625	13,8	13,26	12,65	13,22	14,27
75	0,9900	0,9715	0,9650	0,9670	0,9965	10,7	10,04	9,22	10,1	11,75
80	1,0125	0,9925	0,9850	0,9950	1,0175	7,92	6,85	6,22	6,53	8,6
85	1,0300	1,0050	0,9950	1,0050	1,0375	4,85	3,84	3,52	4,78	7,57
90	1,0385	1,0100	1,0000	1,0100	1,0500	2,89	1,735	1,5	1,98	8,35
95	1,0400	1,0100	0,9950	1,0150	1,0750	2,26	2,97	3,52	2,95	11,85
100	1,0350	0,9975	0,9850	1,0065	1,1050	4,11	5,28	6,22	4,38	33,7
105	1,0165	0,9800	0,9650	0,9850	1,1650	—	—	—	—	—
110	0,9975	0,9585	0,9400	0,9710	1,4225	—	—	—	—	—

Observație : Valorile abaterilor relative s-au trecut în dreptul unghiului la centru mediu pentru intervalul respectiv, valorile capetelor intervalului determinîndu-se din această valoare medie $\pm 10°$.

În diagramele din figura 10 sînt reprezentate variațiile lui M_0 cu unghiul la centru pentru diferite valori ale raportului λ.

Din tabelul 1 și diagramele din figura 10 se pot alege parametrii geometrici optimi pentru cuplaj, în funcție de scopul pe care-l urmărește acesta.

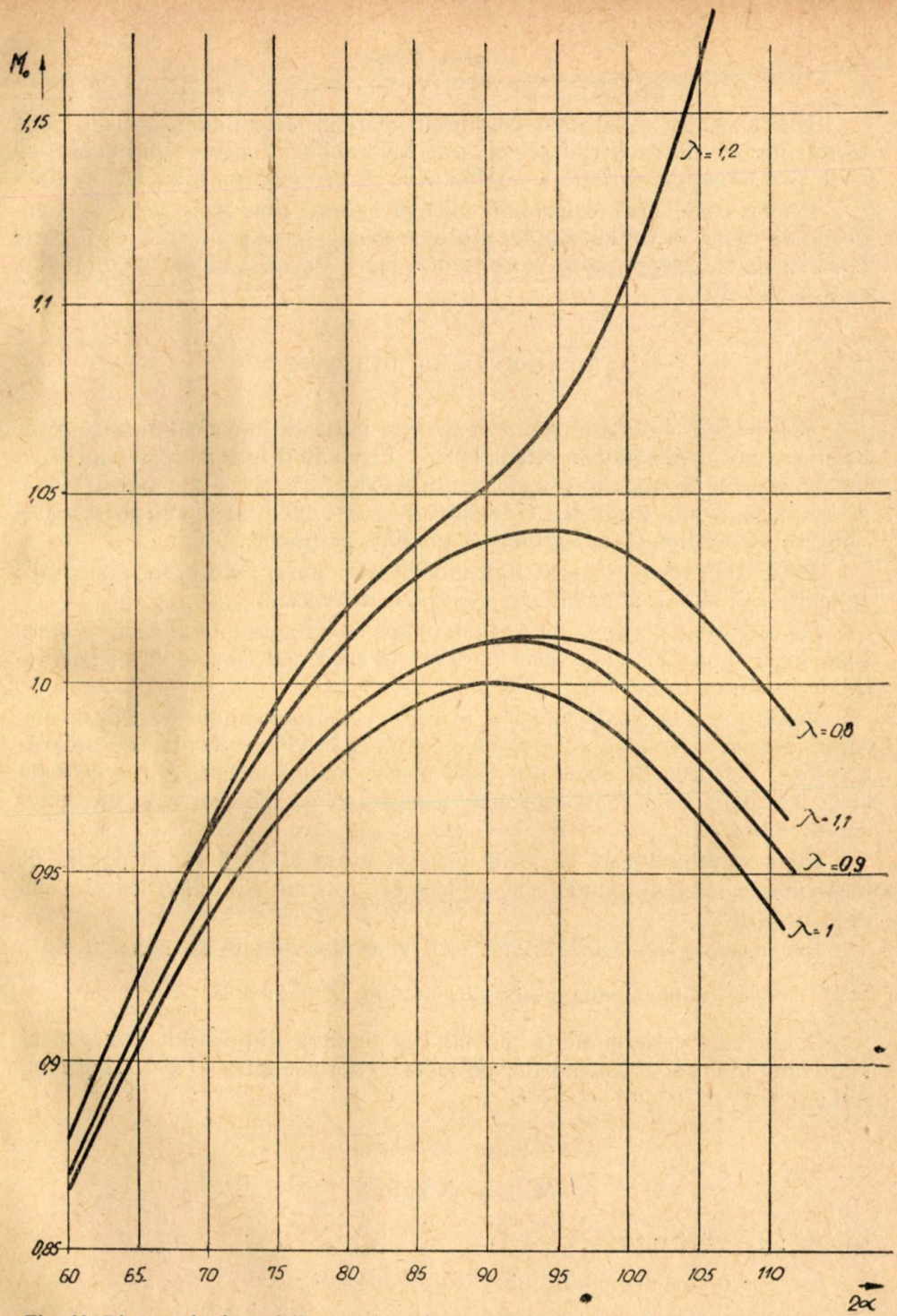


Fig. 10. Diagramele de variaţie a momentului de torsiune unitar (M_0) cu unghiul la centru (2α) şi raportul $\lambda = \frac{r}{l}$.

Astfel, pentru cazul unor deformații mari în sistem cum ar fi de pildă la roți dințate din material plastic este favorabilă utilizarea unui cuplaj cu $\lambda=1$ și interval de variație a unghiului la centru cuprins între 80° și 100°.

Pentru cazul unor deformații mici în sistem, cum ar fi cazul la standurile de rodare a roților dințate din oțel, însă care necesită încărcări foarte mari, se poate merge către valorile mai mari ale lui λ și ale unghiului la centru (fig. 10).

3. DOMENIUL DE UTILIZARE

Dispozitivul descris poate avea o largă utilizare în cadrul sistemelor de încercare a transmisiilor în circuit închis. El poate fi folosit la standurile cu turație constantă, unde în timpul unei încercări încărcarea se păstrează constantă, schimbarea încărcării făcîndu-se în acest caz prin modificarea masei reduse din punctul C, adăugîndu-se greutăți adiționale.

Încărcarea în trepte, însă fără modificarea masei reduse din punctul C, se mai poate face prin modificarea în trepte a turației.

De asemenea dispozitivul se poate folosi la standuri cu încărcare progresivă, încărcarea făcîndu-se prin varierea în mod continuu a turației motorului de antrenare după legea dorită.

Dispozitivul se poate folosi și în uzine constructoare de transmisii mecanice pentru încercarea a 2 transmisii identice în circuit închis, sau rodarea acestora, amenajarea standului fiind foarte simplă deoarece nu necesită decît 2 cuplaje (din care unul este dispozitivul de încărcare) și un motor de antrenare.

Pentru exemplificare se arată cum se poate folosi acest dispozitiv de încărcare la unul din standurile de încercat roți dințate cilindrice din oțel existent la IPT.

Parametrii geometrici caracteristici ai roților dințate de încercat sînt:

$$m=3 \text{ mm}, \quad z=39, \quad B=10 \text{ mm}, \quad A=117 \text{ mm}.$$

Limitele de variație ale momentului de torsiune din contur, corespunzătoare unui interval al solicitărilor de contact cuprinse între 40 și 160 kgf/mm² sînt:

$$M_{t\,min}= 2{,}38 \text{ kgfm}$$

$$M_{t\,max}=37 \text{ kgfm}.$$

Turația: $n=1\,470$ rot/min.

S-au admis pentru cuplaj următoarele mărimi:

$$2\alpha=90°, \quad \lambda=1, \quad r=50 \text{ mm}, \quad z=3 (M_b=1 \text{ din tab. } 1$$

pentru care din relația (2) rezultă masa (sau greutatea) din punctul C.

$$m_{min} = \frac{M_{t\,min}}{z\omega^2 r^2 M_0} = 0{,}0134 \frac{\text{kgf sec}^2}{\text{m}}$$

$$m_{max} = \frac{M_{t\,max}}{z\omega^2 r^2 M_0} = 0{,}209 \frac{\text{kgf sec}^2}{\text{m}}$$

sau :

$$G_{min} = 0{,}131 \text{ kgf} \quad \text{și} \quad G_{max} = 2{,}05 \text{ kgf}.$$

Considerînd mase adiționale de cîte 50 g, se pot realiza încercări, între limitele indicate, în 41 de trepte.

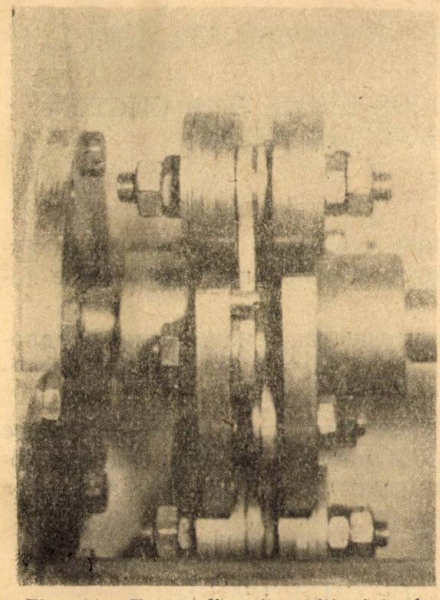


Fig. 11. Fotografia dispozitivului de încărcare cu bare articulate.

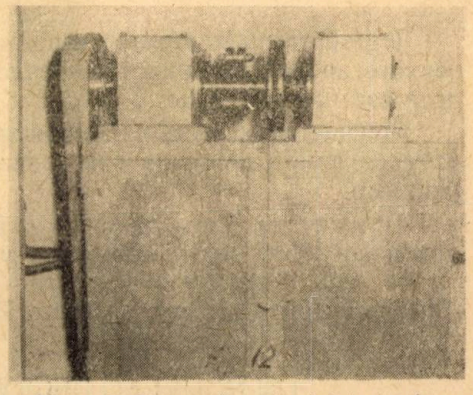


Fig. 12. Fotografia standului de încercat roți dințate cu sistem de încărcare-cuplaj cu bare articulate (inerțial).

4. CONCLUZII

Dispozitivul de încărcare propus este utilizabil cu succes în gama uzuală a turațiilor și a încărcării conturului, avînd dimensiuni comparabile cu ale unui cuplaj obișnuit ce poate transmite același moment.

Avantajele acestui dispozitiv în comparație cu celelalte sînt : construcție simplă, nu necesită dispozitive de măsurare la o proiectare corespunzătoare, menține încărcarea în timpul încercării chiar și la apariția deformațiilor permanente, nu introduce forțe axiale, are frecări minime, nu introduce încărcări dinamice avînd proprietăți amortizoare. Nu necesită arbori interme-

diari lungi și micșorează mult gabaritul standului. Se poate folosi la standuri cu încărcare variabilă.

Are dezavantajul că schimbarea încărcării se face relativ mai complicat decît la dispozitivele cu încărcarea pe baza gravimetrică, în cazul că încărcarea se modifică prin greutate.

BIBLIOGRAFIE

1. V. N. Cudreanțev, *Planetarnîe peredaci* — MAȘGHIZ 1960.
2. M. F. Balji, S. D. Esin, Soedinitelnaia mufta e uprugimi dinamiceskimi Sveazami i ee antivibraționnîe svoistva. Vestnik Mașinostroenia nr. 1/1960.
3. F. Kovacs și B. Horovitz, Cercetări experimentale asupra angrenajelor. Construcții de mașini nr. 6—7/1966.
4. G. K. Trubin, *Contactnaia ustalosti materialov dlea zubceatîh coles.* Mașghiz 1962.

НОВОЕ НАГРУЗОЧНОЕ ПРИСПОСОБЛЕНИЕ ДЛЯ СИСТЕМ РАБОТАЮЩИХ В ЗАМКНУТОЙ ЦЕПИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе предлагается использование рычажной муфты как нагрузочного приспособления для стендов, которые испытывают зубчатые колеса взамкнутой цепы.

Изучается область применения, преимущества и недостатки предлагаемого приспособления в сравнении с другими подобными приспособлениями.

В качестве примера было спроектированно и построено подобное приспособление, соотвествующее условиям работы зубчатых колес, которые испытываются на кафедре «Детали машин и теория механизмов» Тимишорского Политехнического Института.

UN NOUVEAU DISPOSITIF DE CHARGEMENT POUR SYSTEMES FONCTIONNANT EN CIRCUIT FERME

(RÉSUMÉ)

On s'y propose l'utilisation d'un couplage à barres articulées, en tant que système de chargement des stands à essai des roues dentées en circuit fermé mécanique.

On étudie le domaine d'application, les avantages ainsi que les désavantages du dispositif qu'on y propose, par comparaison aux dispositifs similaires existants.

Comme illustration, on en a fait le plan et on a réalisé un tel dispositif, correspondant aux conditions de fonctionnement des roues dentées-éprouvettes, qu'on essaie dans le cadre de la Chaire d'organes de machines et de mécanismes de l'Institut polytechnique de Timişoara (Roumanie).

CU PRIVIRE LA OPTIMIZAREA CARACTERISTICILOR FUNCȚIONALE ȘI CONSTRUCTIVE ALE UNEI TRANSMISII PRIN CURELE

DE

B. HOROVITZ, N. IONESCU

Calculul transmisiei prin curele se execută ținîndu-se seama de următorii factori : capacitatea de tracțiune, durabilitatea și randamentul transmisiei. Există o mare varietate de metode de calcul, care însă se pot reduce la două metode principial diferite : metoda bazată pe tensiunea utilă și metoda bazată pe rezistența admisibilă.

În cele ce urmează se va folosi următoarea simbolizare :

— mărimi fizice :

σ — tensiunea medie convențională din curea, afectată de indicii particulari ;

o — tensiunea inițială de montaj ;

max — tensiunea maximă din fibrele extreme ale curelei ;

1 — tensiunea din ramura activă a curelei ;

i — tensiunea datorită solicitării la încovoiere ;

m — tensiunea datorită acțiunii forțelor centrifuge ;

ob — rezistența la oboseală ;

ua — tensiunea utilă admisibilă ;

μ — coeficientul de frecare ;

S_1, S_2 — forțele din ramurile curelei ;

m — raportul forțelor din ramurile curelei $\left(m = \frac{S_1}{S_2}\right)$;

C_β — coeficient care ține seama de influența unghiului de înfășurare ;

C_v — coeficient de viteză ;

C_r — coeficient al regimului de încărcare ;

C_f — coeficient de frecvență ;

A_1, A_2, A_3, K_d, K_L, $K_\varkappa$, K_η, K_φ, K_E, K_γ, K_h, K_e, K_a, K_c, K_b — coeficienți de proporționalitate ;

P_0 — capacitatea de transmitere ;

P — puterea efectivă ce trebuie transmisă ;
v — viteza curelei ;
z — numărul de curele al transmisiei ;
N_b — numărul ciclurilor de bază ;
f — frecvența trecerilor curelei peste roată $\left(f = \frac{zv}{L_p}\right)$;
T — durabilitatea curelei ;
q — exponent ;
C_i — costul instalației ;
C_e — costul de exploatare ;
C — costul total al transmisiei ;
n — turația roții de curea ;
E_i — modulul de elasticitate (echivalent) la încovoiere al curelei ;
E_t — modulul de elasticitate (echivalent) la tracțiunea al curelei ;
γ — greutatea specifică a curelei ;
φ_0 — coeficient de tracțiune ;
ψ — coeficient în ecuația de pierderi prin histereză ;
I — momentul de inerție al secțiunii curelei ;
i — raportul de transmitere ;
π_t — pierderile din transmisie ;
π_e — pierderile prin alunecare elastică ;
π_{ht} — pierderile prin histereză la tracțiune ;
π_{hi} — pierderile prin histereză la încovoiere ;
π_v — pierderile prin ventilație ;
π_l — pierderile în lagăre.

— mărimi geometrice :

D_p — diametrul roții de curea ;
A_e — secțiunea curelei ;
D_{ec} — diametrul echivalent al roții ;
L_p — lungimea curelei ;
y — distanța de la fibra neutră la fibra în care solicitarea de întindere este maximă ;
β — unghiul de înfășurare al curelei pe roata de curea ;
α — unghiul de la vîrful trapezului.

METODA BAZATA PE TENSIUNEA UTILA

Această metodă cunoscută și sub numele de metoda VDI, fiind introdusă de Asociația inginerilor germani constă în utilizarea tabelelor de tensiuni utile experimentale pentru profilele standardizate de curele în funcție de tensiunea inițială σ_0 și de diametrele roților de curea D_p.

Cu alte cuvinte, în locul alegerii unei valori convenționale pentru coeficientul de frecare μ, valoarea lui $m = e^{\mu\beta/\sin\frac{\alpha}{2}}$ din relația lui Euler $\left(S_1 = S_2 \cdot e^{\mu\beta/\sin\frac{\alpha}{2}}\right)$ se determină experimental, direct pe transmisia prin

curele. În acest scop s-au trasat așa numitele curbe de alunecare (fig. 1) care au permis determinarea experimentală a tensiunilor utile.

Valorile tabelate ale tensiunii utile se afectează de o serie de coeficienți de corecție ce țin seama de unghiul de înfășurare a curelei pe roți (prin

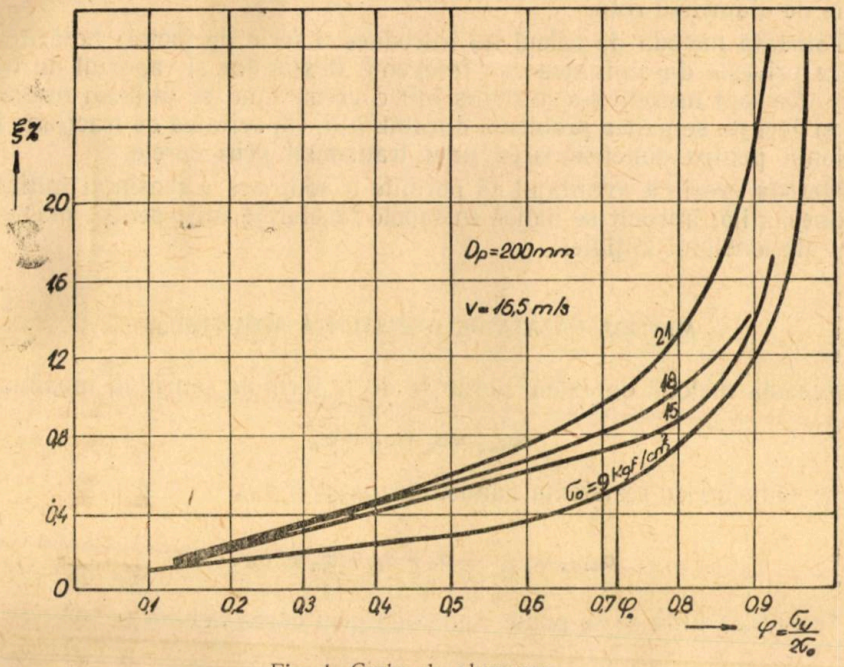


Fig. 1. Curbe de alunecare.

coeficientul C_β), de viteză curelei (prin coeficientul C_v) și de regimul de lucru (prin coeficientul C_r).

Tensiunea utilă admisibilă devine :

$$\sigma_{ua}=\sigma_u \cdot C_\beta \cdot C_v \cdot C_r . \tag{1}$$

Capacitatea de tracțiune a unei curele de secțiune A_c lucrînd la o viteză v este

$$P_0=\frac{\sigma_{ua} \cdot A_c \cdot v}{102} \text{ kW}. \tag{2}$$

Numărul de curele necesar pentru transmitere unei puteri P este

$$z=\frac{P}{P_0} \cdot \tag{3}$$

Metoda de calcul prezintă în primul rînd neajunsul că nu ține seama de rezistența admisibilă, adică practic nu include în calcul durabilitatea curelei

Este adevărat că şi capacitatea de tracţiune scade cu scăderea diametrului roţii de curea şi ca urmare tensiunile utile (indicate în tabele) prezintă acelaşi caracter.

Dar această scădere nu este în concordanţă cu variaţia durabilităţii în funcţie de diametrul roţii.

Totodată metoda de calcul nu introduce o serie de factori hotărîtori în ceea ce priveşte durabilitatea ca : frecvenţa flexiunilor şi raportul de transmitere. De fapt metoda s-a introdus într-o vreme cînd se utilizau transmisii lente şi deci nu se punea problema durabilităţii, capacitatea de tracţiune fiind suficientă pentru dimensionarea unei transmisii prin curele.

Metoda prezintă avantajul că permite o adaptare a tensiunii iniţiale la tensiunea utilă, întrucît se indică în tabele tensiunile utile pentru mai multe valori ale tensiunii iniţiale.

METODA BAZATA PE REZISTENŢA ADMISIBILA

Această metodă de calcul porneşte de la formula tensiunii maxime [1]

$$\sigma_{max} = \sigma_1 + \sigma_{t1} + \sigma_m$$

care se compară cu rezistenţa admisibilă ($\sigma_{max} \leqslant \sigma_a$).

$$\sigma_{max} = \frac{m}{m-1}\sigma_u + \sigma_{t1} + \sigma_m \leqslant \sigma_a .$$

Tensiunea utilă ce se poate transmite prin curea devine

$$\sigma_u = \frac{m-1}{m}(\sigma_a - \sigma_{t1} = \sigma_m). \tag{4}$$

Metoda prezintă două variante : una mai veche la care rezistenţa admisibilă s-a determinat în funcţie de rezistenţa la rupere şi alta mai nouă, la care rezistenţa admisibilă se ia în funcţie de rezistenţa la oboseală a curelei.

În acest din urmă caz, relaţia (4) se întîlneşte în literatura de specialitate sub forma [1]:

$$P_0 = \left(A_1 \cdot v^{1/q} - \frac{A_2}{D_{ec}} - A_3 \cdot v^2\right) v \tag{5}$$

unde D_{ec} este diametrul echivalent al roţii, funcţie de raportul h/D_p.

Puterea P_0, calculată cu relaţia (5) se înmulţeşte cu coeficientul de regim C_r, cu coeficientul unghiului de înfăşurare C_β şi cu un coeficient de frecvenţă C_f.

Pe lîngă avantajul amintit de a permite un calcul ce ţine seama concomitent de capacitatea de tracţiune a curelei şi de durabilitate, metoda bazată pe rezistenţa admisibilă în funcţie de durabilitate, prezintă unele neajunsuri dintre care cel mai important este acela că nu cuprinde o dependenţă funcţională între capacitatea portantă a transmisiei P_0 şi tensiunea ini-

țială σ_0. De asemenea prin introducerea coeficientului A_2 de valoare constantă se admite ca modulul de elasticitate la încovoiere este constant (independent de încărcare), ceea ce nu corespunde cu realitatea [2]. Totodată nu permite o dimensionare pentru o durabilitate impusă de condiții tehnico-economice.

Metoda bazată pe rezistență admisibilă în funcție de rezistență de rupere este depășită. Ea a fost aplicabilă atîta timp cît transmisiile prin curele funcționau cu o frecvență redusă. Și pentru acest caz metoda era nesatisfăcătoare, ceea ce rezultă din valoarea mare a coeficienților de siguranță admiși ($c=5\ldots10$).

Pentru a introduce durabilitatea în relația de dimensionare a unei transmisii prin curele, tensiunea admisibilă din relația (4) se exprimă prin relația [1]:

$$\sigma_a=\sigma_{ob}\left(\frac{K_r\cdot K_l\cdot N_{ob}}{3600\,f\cdot T}\right)^{1/q}. \tag{6}$$

De asemenea pentru a ține seama de faptul că în cadrul tensiunii maxime se însumează tensiuni constante (σ_0 și σ_m) și tensiuni variabile (σ_u și σ_t), pe baza unor date experimentale s-a afectat tensiunea de încovoiere cu un exponent u [3] (de exemplu pentru curele trapezoidale inserție de rețea $u=1{,}2$).

Ca urmare în relația tensiunii maxime

$$\sigma_{max}=\sigma_0+\frac{\sigma_u}{2}+\sigma_t+\sigma_m \tag{7}$$

tensiunea de încovoiere se calculează cu relația

$$\sigma_t=2y\left(\frac{E_l}{D}\right)^{2u}. \tag{8}$$

RANDAMENTUL UNEI TRANSMISII PRIN CURELE

Pierderile dintr-o transmisie prin curele se pot exprima prin relația:

$$\pi_t=\pi_e+\pi_{ht}+\pi_{hl}+\pi_v+\pi_l$$

unde:

π_t sînt pierderile totale;
π_e — pierderile prin alunecare elastică;
π_{ht} — pierderile prin histereză la întindere;
π_{hl} — pierderile prin histereză la încovoiere;
π_v — pierderile prin ventilație;
π_l — pierderile în lagăre

$$\pi_e=\frac{\sigma_u}{E_t}=\frac{2\varphi_0\cdot\sigma_0}{E_t}=K_e\cdot\sigma_0 \tag{9}$$

$$\pi_{ht} = \frac{\psi(\sigma_0 + \sigma_m)}{E_t} \tag{10}$$

unde

$$\pi_{ht} = \frac{\psi\left[\sigma_0 + \frac{\gamma}{100}\left(\frac{\pi \cdot D_p \cdot n}{6 \cdot 10^4}\right)^2\right]}{E_t} = K_a \cdot \sigma_0 + K_c D_p^2$$

$$K_a = \frac{\psi}{E_t}; \quad K_c = \frac{\gamma}{100\, E_t}\left(\frac{\pi \cdot n}{6 \cdot 10^4}\right)^2$$

ψ este un coeficient ce depinde de solicitarea de întindere din curea, se recomandă a se lua pentru $\sigma_0 = 15 \ldots 18$ kgf/cm^2, $\psi = 0{,}6$

$$\pi_{hl} = \frac{2 \cdot \psi \cdot E_l}{\sigma_u} \cdot \frac{I}{A_c} \cdot \sum \frac{1}{D_{pl}^2} \cdot \tag{11}$$

Deoarece s-a admis $z = 2$, $\sum \frac{1}{D_{pl}^2} = \frac{1}{D_p^2} \cdot \frac{i^2+1}{i^2}$,

I — momentul de inerție al curelei;

A_c — secțiunea curelei;

$$\pi_{hl} = \frac{2\psi E_l}{2\varphi_0 \sigma_0} \cdot \frac{I}{A_c} \cdot \frac{i^2+1}{i^2 \cdot D_p^2}$$

$$\pi_{hl} = \frac{K_h}{\sigma_0 D_p^2} \tag{12}$$

unde

$$K_h = \frac{\psi \cdot E_l \cdot I(i^2+1)}{\varphi_0 A_c \cdot i^2} \cdot$$

Deoarece pierderile prin ventilație și cele din lagăre sînt în general relativ scăzute față de celelalte pierderi ele au fost neglijate în aceste considerațiuni.

Ca urmare

$$\pi_t = K_e \cdot \sigma_0 + K_a \cdot \sigma_0 + K_c D_p^2 + \frac{K_h}{\sigma_0 D_p^2}$$

sau

$$\pi_t = K_b \cdot \sigma_0 + K_c D_p^2 + \frac{K_h}{\sigma_0 \cdot D_p^2} \tag{13}$$

unde

$$K_b = K_e + K_a \cdot$$

OPTIMIZAREA MĂRIMILOR CONSTRUCTIVE ȘI DE EXPLOATARE

Metodele de calcul cunoscute prezintă însă o seamă de neajusuri constînd în principal în faptul că o seamă de mărimi funcționale și constructive sînt alese în mod arbitrar ca : tensiunea inițială de montaj, durabilitatea și diametrele roților, care influențează în mod hotărîtor gabaritul, randamentul și costul transmisiei.

Ca element de optimizare s-a luat costul total constînd din costul transmisiei (instalației) — c_i și costul de exploatare c_e. Drept criteriu de optimizare s-a considerat costul minim.

$$c = c_i + c_e \rightarrow \text{minim.}$$

S-a considerat că c_i se poate exprima prin relația :

$$c_i = K_d \cdot D_p + K_L \cdot L_p \cdot T \tag{14}$$

adică costul instalației este proporțional cu diametrul roților D_p, cu lungimea L_p și durabilitatea T a curelei, coeficienții K_d și K_L fiind coeficienți de proporționalitate.

Costul de exploatare, la rîndul său, se poate exprima prin relația :

$$c_e = \frac{K_\pi \cdot \pi_t}{T} \tag{15}$$

adică costul de exploatare este proporțional cu pierderile din transmisie π_t și invers proporțional cu durabilitatea curelei T, K_π fiind und coeficient de proporționalitate.

Costul total este

$$c = c_i + c_e = K_d \cdot D_p + K_L \cdot L_p \cdot T + \frac{K_\pi \cdot \pi_t}{T} \tag{16}$$

sau

$$c = K_a \cdot D_p + K_h \cdot T + \frac{K_\pi \cdot \pi_t}{T} \tag{16'}$$

unde

$$K_n = K_L \cdot L_p .$$

In felul acesta s-a introdus în criteriul de optimizare, alături de durabilitate și randamentul transmisiei, ambele legate între ele printr-un indicator global : costul minim.

Durabilitatea curelei se poate scrie cu relația

$$T = \frac{10^7 \cdot K_l \cdot K_r}{3600 \cdot f} \left(\frac{\sigma_{ob}}{\sigma_{max}} \right)^q \tag{17}$$

sau

$$T = \frac{10^7 \cdot K_l \cdot K_r}{3600\, zv/L_p} \left(\frac{\sigma ob}{\sigma max} \right)^q .$$

Înlocuind valorile lui

$$v = \frac{\pi \cdot D_p \cdot n}{6 \cdot 10^4}$$

și σ_{max}

$$\sigma_{max} = \sigma_0 + \frac{\sigma_u}{2} + 2y\left(\frac{E_l}{D_p}\right)^u + \frac{\gamma}{100}\left(\frac{\pi \cdot D_p \cdot n}{6 \cdot 10^4}\right)^2$$

în relația (17) se obține:

$$T = \frac{10^7 \cdot K_l \cdot K_r \cdot L_p}{3600\,\frac{2 \cdot \pi \cdot D_p \cdot n}{6 \cdot 10^4}}\left[\frac{\sigma_{ob}}{\sigma_0 + \frac{\sigma_u}{2} + 2y\left(\frac{E_l}{D_p}\right)^u + \frac{\gamma}{100}\left(\frac{\pi \cdot D_p \cdot n}{6 \cdot 10^4}\right)^2}\right]^q \qquad (18)$$

Scriind $\sigma_u = 2\varphi_0\sigma_0$, înlocuind valorile exponenților u și q pe baza datelor experimentale din [3] — $u = 1{,}2$ și $q = 7{,}5$ admițînd $z = 2$ (cazul cel mai frecvent), L_p o mărime care se admite inițial din condiții de gabarit, $E_l = \text{const.}$ și $\varphi_0 = \text{const.}$ (într-o primă aproximație pentru simplificarea calculelor) se obține

$$T = \frac{K_T}{D_p\left[K_\varphi \cdot \sigma_0 + K_E \frac{1}{D_p^{1,2}} + K_\gamma D_p^2\right]^{7,5}} \qquad (19)$$

unde

$$K_p = 1 + \varphi_0;\quad K_T \cong \frac{6 \cdot 10^7 \cdot K_l \cdot K_r \cdot L_p \cdot \sigma_{ob}^{7,5}}{z \cdot n};\quad K_E = 2yE_l^{1,2};\quad K_\gamma = \frac{\gamma n^2}{3{,}6 \cdot 10^{10}}.$$

În rezumat, cele 3 ecuații ce vor sta la baza optimizării sînt:

$$C = K_d \cdot D_p + K_n \cdot T + \frac{K_\pi \cdot \pi_t}{T}$$

$$T = \frac{K_T}{D_p\left[K_p \cdot \sigma_0 + \frac{K_E}{D_p^{1,2}} + K_\gamma \cdot D_p^2\right]^{7,5}}$$

$$\pi_t = K_b \cdot \sigma_0 + K_c \cdot D_p^2 + \frac{K_h}{\sigma_0 \cdot D_p^2}.$$

Pentru optimizare se impune ca diametrul D_p și tensiunea inițială σ_0, să ia astfel de valori încît derivatele funcției

$$f(\sigma_0, D_p) = c\,[\sigma_0, D_p, \pi_t(\sigma_0, D_p), T(\sigma_0, D_p)] \qquad (20)$$

în raport cu σ_0 și D_p să se anuleze.

Pentru ușurința expunerii se va nota $\sigma_0 = x$; $D_p = y$; $T = z$; $\pi_t = t$. Relațiile (16), (19) și (13) devin :

$$C = K_d \cdot y + K_n \cdot z + K_\pi \frac{t}{z}$$

$$z = \frac{K_T}{y\left(K_\varphi \cdot x + \dfrac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5}}$$

$$t = K_b \cdot x + K_c y^2 + \frac{K_h}{xy^2}$$

$$C[x, y, z(x, y), t(x, y)] = f(x, y)$$

$$f'_x = 0$$

$$f'_y = 0$$

$$f'_x = C'_x + C'_z \cdot z'_x + C'_t \cdot t'_x = 0 \tag{21}$$

$$f'_y = C'_y + C'_z \cdot z'_y + C'_t \cdot t'_y = 0$$

Punctele de extrem satisfac relația :

$$f''_{x^2} \cdot f''_{y^2} - (f''_{xy})^2 > 0 \tag{22}$$

Punctele de minim sînt caracterizate de relația

$$f''_{x^2} > 0 \quad \text{sau} \quad f''_{y^2} > 0 \tag{23}$$

iar punctele de maxim, de relația

$$f''_{x^2} < 0 \quad \text{sau} \quad f''_{y^2} < 0 \tag{24}$$

$$z'_x = -\frac{K_T}{y} \frac{7,5 \cdot K_\varphi}{\left(K_\varphi \cdot x + \dfrac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{8,5}}$$

$$z'_y = -K_T \left[\frac{1}{y^2\left(K_\varphi \cdot x + \dfrac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5}} + \frac{7,5\, y \left(2y \cdot K_\gamma - \dfrac{1,2\, K_E}{y^{2,2}}\right)}{y^2\left(K_\varphi \cdot x + \dfrac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{15}} \right]$$

$$C'_z = K_n - K_\pi \frac{t}{z^2} = K_n - K_\pi \frac{\left(K_b \cdot x + K_c y^2 + \dfrac{K_h}{xy^2}\right) y \left(K_\varphi \cdot x + \dfrac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma y^2\right)^{7,5}}{K_T}$$

$$C'_t = \frac{K_\pi}{z} = \frac{K_\pi \cdot K_T}{y\left(K_\varphi \cdot x + \dfrac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5}}$$

$$f'_x=\left[K_n-K_\pi\cdot\frac{\left(K_b\cdot x+K_c\cdot y^2+\frac{K_h}{xy^2}\right)y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}{K_T}\right]\times$$

$$\times\left[-\frac{K_T}{y}\frac{7,5\cdot K_\varphi}{\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot z^2\right)^{7,5}}\right]+\frac{K_\pi\cdot K_T}{y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}\left(K_b-\frac{K_h}{x^2y^2}\right)$$

$$f'_x=\frac{7,5\cdot K_T\cdot K_\pi\left(K_b\cdot x+K_cy^2+\frac{K_h}{xy^2}\right)y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma y^2\right)^{7,5}_{K_\varphi}}{K_T\cdot y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}-$$

$$-\frac{7,5\cdot K_n\cdot K_T\cdot K_\varphi}{y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}+\frac{K_\pi\cdot K_T\cdot K_b}{y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}-$$

$$-\frac{K_\pi\cdot K_T\cdot K_h}{y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}\cdot x^2y^2}$$

$$f'_x=7,5\cdot K_\varphi K_\pi\left(K_bx+K_cy^2+\frac{K_h}{xy^2}\right)+$$

$$+\frac{1}{y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}\left(K_\pi\cdot K_T\cdot K_b-7,5\,K_\varphi K_\eta\cdot K_T-\frac{K_\pi\cdot K_T\cdot K_h}{x^2y^2}\right)$$

$$t'_x=K_b-\frac{K_h}{x^2y^2}$$

$$t'_y=2K_cy-\frac{2K_h}{xy^3}$$

$$f'_y=K_d+\left[K_n-K_\pi\frac{\left(K_b\cdot x+K_cy^2+\frac{K_n}{xy^2}\right)y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}{K_T}\right]\cdot$$

$$\cdot\left\{-K_T\left[\frac{1}{y^2\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}+\frac{7,5\cdot y\left(2y\cdot K_\gamma-\frac{1,2\,K_E}{y^{2,2}}\right)}{y^2\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{15}}\right]\right\}+$$

$$+\frac{K_\pi\cdot K_T}{y\left(K_\varphi\cdot x+\frac{K_E}{y^{1,2}}+K_\gamma\cdot y^2\right)^{7,5}}\left(2K_c\cdot y-\frac{2K_h}{xy^3}\right)$$

$$f'_3 = K_d - \left[\frac{K_T \cdot K_n - K_\alpha \left(K_b \cdot x + K_c \cdot y^2 + \frac{K_h}{xy^2} \right) y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}}{K_T} \right] \cdot$$

$$\cdot \left[\frac{K_T}{y^2 \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}} + \frac{7,5 \cdot K_T \cdot y \left(2K_\gamma \cdot y - \frac{1,2\, K_E}{y^{2,2}} \right)}{y^2 \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{15}} \right] +$$

$$+ \frac{2K_\alpha \cdot K_T \cdot K_c}{\left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}} - \frac{2K_\alpha \cdot K_T \cdot K_h}{xy^4 + \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}}$$

$$f'_y = K_d - \frac{K_T \cdot K_n}{y^2 \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}} - \frac{K_\alpha \left(K_b \cdot x + K_c \cdot y^2 + \frac{K_h}{xy^2} \right)}{y} -$$

$$- \frac{7,5\, K_n \cdot K_T \left(2K_\gamma \cdot y - \frac{1,2\, K_E}{y^{2,2}} \right)}{\left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{15}} + \frac{7,5\, K_\alpha \left(K_b \cdot x + K_c y^2 + \frac{K_h}{xy^2} \right) \left(2K_\gamma \cdot y - \frac{1,2\, K_E}{y^{2,2}} \right)}{\left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}} +$$

$$+ \frac{2K_\alpha \cdot K_T \cdot K_c}{\left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}} - \frac{2K_\alpha \cdot K_T \cdot K_h}{xy^4 \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}}$$

$$f'_y = K_d - \frac{1}{\left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{7,5}} \left[\frac{K_T \cdot K_n}{y^2} + 7,5\, K_\alpha \left(K_b x + K_c y^2 + \frac{K_h}{xy^2} \right) \cdot \right.$$

$$\left. \cdot \left(2K_\gamma y - \frac{1,2\, K_E}{y^{2,2}} \right) + 2K_\alpha \cdot K_T \cdot K_c - \frac{2K_\alpha \cdot K_T \cdot K_h}{xy^4} \right] -$$

$$- \frac{7,5\, K_n \cdot K_T \left(2K_\gamma \cdot y - \frac{1,2\, K_E}{y^{2,2}} \right)}{y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2 \right)^{15}} + \frac{K_\alpha \left(K_b \cdot x + K_c y^2 + \frac{K_h}{xy^2} \right)}{y}$$

$$f'_x = \frac{7{,}5\,K_\pi \left(K_b \cdot x + K_c \cdot y^2 + \frac{K_h}{xy^2}\right) y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5} +}{y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5}}$$

$$\rightarrow \frac{+K_\pi \cdot K_T \cdot K_b - 7{,}5\,K_n \cdot K_T - \frac{K_\pi \cdot K_T \cdot K_h}{x^2 y^2}}{y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5}} = 0$$

$$f'_y = \frac{K_d \cdot y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{15} - y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{7,5} \cdot}{y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{15}}$$

$$\rightarrow \frac{\cdot \left[\frac{K_T \cdot K_n}{y^2} + 7{,}5\,K_\pi \left(K_b \cdot x + K_c \cdot y^2 + \frac{K_b}{xy^2}\right)\left(2K_\gamma \cdot y - \frac{1{,}2\,K_E}{y^{2,2}}\right) + 2K_\pi \cdot K_T \cdot K_c - \frac{2K_\pi \cdot K_T \cdot K_n}{xy^4}\right] -}{y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{15}}$$

$$\rightarrow \frac{-7{,}5\,K_n \cdot K_T \left(2K_\gamma \cdot y - \frac{1{,}2\,K_E}{y^{2,2}}\right) + K_\pi \left(K_b \cdot x + K_c \cdot y + \frac{K_h}{xy^2}\right)\left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{15}}{y \left(K_\varphi \cdot x + \frac{K_E}{y^{1,2}} + K_\gamma \cdot y^2\right)^{15}} = 0. \qquad (25)$$

Cele două ecuații se pot rezolva pe mașina electronică de calculat, dacă se cunosc toți coeficienții numerici.

Momentan nu există date pentru coeficienții ce intră în relația prețului de cost: K_d, K_n, și K_π. Pe măsură ce prelucrarea datelor statistice va permite, metoda va putea fi finalizată.

BIBLIOGRAFIE

1. Pronin B. A., *Klinoremennîe i friqționnîe peredaci i variatorî*, Moscova, Mașghiz, 1960.
2. Horovitz B., Kremmer I., Determinarea experimentală a modulului de elasticitate la încovoiere la curele trapezoidale. Industria ușoară, nr. 6, 1964, p. 300—303.
3. Horovitz B., Contribuție la studiul durabilității curelelor trapezoidale. Teză de disertație, 1966.

ОБ ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКТИВНЫХ И РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕМЕННОЙ ПЕРЕДАЧИ

(РЕЗЮМЕ)

Известный методы расчета ременных передач, будь это метод основывающийся на полезном натяжении, или же на допустимом сопротивлении, даже в случае определения допустимого сопротивления на основании выпосливости ремня, установленной экспериментально, конструктор выбирает по своему усмотрению ряд конструктивных и эксплуатационных величин, как например : диаметры ременных шкивов, выносливость ремня и начальное натяжение, величины, имеющие решающее значение с точки зрения к. п. д., габарита и стоимости передачи.

Исходя из условия, что общая себестоимость состоящая из себестоимости передачи и стоимости эксплуатации, должна быть минимальной, получены соотношения позволяющие произвести расчет начального натяжения и диаметра ременных шкивов, обеспечивающие оптимальную выносливость и к. п. д.

ÜBER DIE OPTIMISIERUNG DER KONSTRUKTIVEN UND FUNKTIONELLEN CHARAKTERISTIKEN EINER RIEMENÜBERTRAGUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die bekannten Methoden der Berechnung von Riemenübertragungen, wie diejenige die sich auf die Nutzspannung stützt, so wie auch jene die von der zulässigen Festigkeit ausgeht, überlassen eine Reihe von konstruktiven und betrieblichen Grössen, auch dann wenn die zulässige Festigkeit auf Grund der experimentell ermittelten Haltbarkeit des Riemens bestimmt wird, der freien Wahl des Konstrukteurs. Diese Grössen wie : die Durchmesser der Riemenräder, die Haltbarkeit des Riemens und die Augangsspannung, haben einen entscheidenden Einfluss auf den Wirkungsgrad, die Aumasse und die Kosten der Übertragung.

Von der Bedingung eines minimalen Gesamtkostenpreises, der sich aus dem Kostenpreis der Übertragung und den Betriebskosten zusammensetzt, ausgehend, wurden Ausdrücke erhalten die es ermöglichen die Ausgangsspannung und die Durchmesser der Riemenräder so zu berechnen, dass die Haltbarkeit und der Wirkungsgrad optimale Werte annehmen.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL ADERENȚEI ROȚILOR MOTOARE ALE TRACTORULUI ÎN DIFERITE CONDIȚII DE DEPLASARE

DE

A. ȘANDRU

1. CONSIDERAȚII GENERALE

Forța de aderență a roților tractorului cu solul depinde de un număr mare de factori [9] și de aceea este greu de stabilit o expresie analitică care să reprezinte legătura cantitativă dintre aceștia. De aceea proprietățile de aderență ale roților motoare se exprimă prin intermediul coeficientului de aderență stabilit pe cale experimentală, folosindu-se relația :

$$F_a = \mu G_{ad}\,, \text{ în N.} \qquad (1)$$

Din relația (1) rezultă că pentru stabilirea forței de aderență este necesar să se cunoască valoarea coeficientului de aderență μ și a greutății de aderență G_{ad} [8].

Problema aderenței este foarte importantă în teoria tractoarelor. Pînă acum nu există o părere unitară asupra acestui fenomen, din cauza structurii diferite a solurilor. Esența acestui fenomen poate fi stabilită destul de exact în funcție de factorii care îl determină ; aceasta necesită totuși o lungă și complicată prelucrare teoretică și mai ales experimentală [4].

Avînd în vedere că proprietățile de tracțiune ale tractoarelor depind în cea mai mare măsură de aderența roților cu solul, coeficientul de aderență μ se folosește pentru stabilirea indicilor de exploatare cum ar fi : randamentul tractorului [7], productivitatea agregatelor [10], determinarea pe cale analitică a regimului optim de exploatare al agregatelor [5]; [2] etc.

Datorită importanței deosebite pe care o prezintă valoarea coeficientului de aderență μ, s-au făcut studii și cercetări experimentale în vederea stabilirii cît mai precise a valorii acestuia precum și a interdependenței dintre diferiți factori în diferite condiții de exploatare.

Din relaţia (1) rezultă că pentru calculul coeficientului de aderenţă, este necesar să se măsoare în acelaşi timp atît forţa de aderenţă cît şi greutatea dinamică de aderenţă. Pentru efectuarea acestor măsurători sînt necesare instalaţii speciale.

In literatura de specialitate se indică mai multe metode pentru determinarea forţei de aderenţă : metoda frînării, remorcării sau folosirea cărucioarelor dinamometrice şi a unor instalaţii stabile.

Determinarea forţei de aderenţă prin metoda frînării [9] este imprecisă din cauza modificării greutăţii dinamice de aderenţă în funcţie de încărcarea tractorului.

Coeficientul de aderenţă se poate determina şi prin metoda remorcării [9]. Trebuie de avut în vedere că în timpul încercării, din cauza frînării roţilor, se face o nouă repartizare a greutăţii pe roţile de sprijin şi din această cauză determinările prezintă erori.

Folosirea cărucioarelor dinamometrice [6] şi a instalaţiilor acţionate de motoare stabile [1] prezintă dezavantajul că acestea nu permit măsurarea forţei de aderenţă la diferite grade de patinare a roţii. De asemenea nu se ţine seama de variaţia greutăţii dinamice de aderenţă ca urmare a încărcării diferite a roţilor (nu se ţine seama de o nouă redistribuire a forţelor în timpul frînării roţii încărcate).

2. METODICA ŞI REZULTATELE EXPERIENŢELOR

2.1. Descrierea instalaţiei

Instalaţia folosită pentru măsurarea forţei de aderenţă este de construcţie originală şi prezintă avantajul — faţă de instalaţiile existente — că permite măsurarea forţei de aderenţă în condiţiile de exploatare la roţile de diferite dimensiuni şi diferite grade de patinare.

Instalaţia indicată în fig. 1 este construită dintr-un cadru (*1*) pe care se montează mecanismul planetar (*2*), variatorul de ture (*3*), reductorul (*4*) şi suportul (*5*) pentru ataşarea greutăţilor.

Pe axa planetară din dreapta se montează roata ce urmează a fi încercată, iar pe cea din stînga, braţul (*6*). Intre suportul (*7*) fixat pe cadrul (*1*) şi braţul (*6*), se montează cilindrul de forţă al dinamografului la o distanţă faţă de axul planetar, egală cu raza roţii.

De la priza de putere a tractorului, prin intermediul transmisiei cardanice (*8*) a variatorului şi reductorului de ture, precum şi a mecanismului planetar, momentul motor se transmite roţii încercate.

Datorită mecanismului planetar, forţa de aderenţă dintre roată şi sol se va înregistra pe banda de hîrtie a dinamografului.

Prin deplasarea tractorului, concomitent cu punerea în mişcare a roţii încercate, ca urmare a diferenţei de turaţie, roata capătă o patinare impusă de metodica încercării.

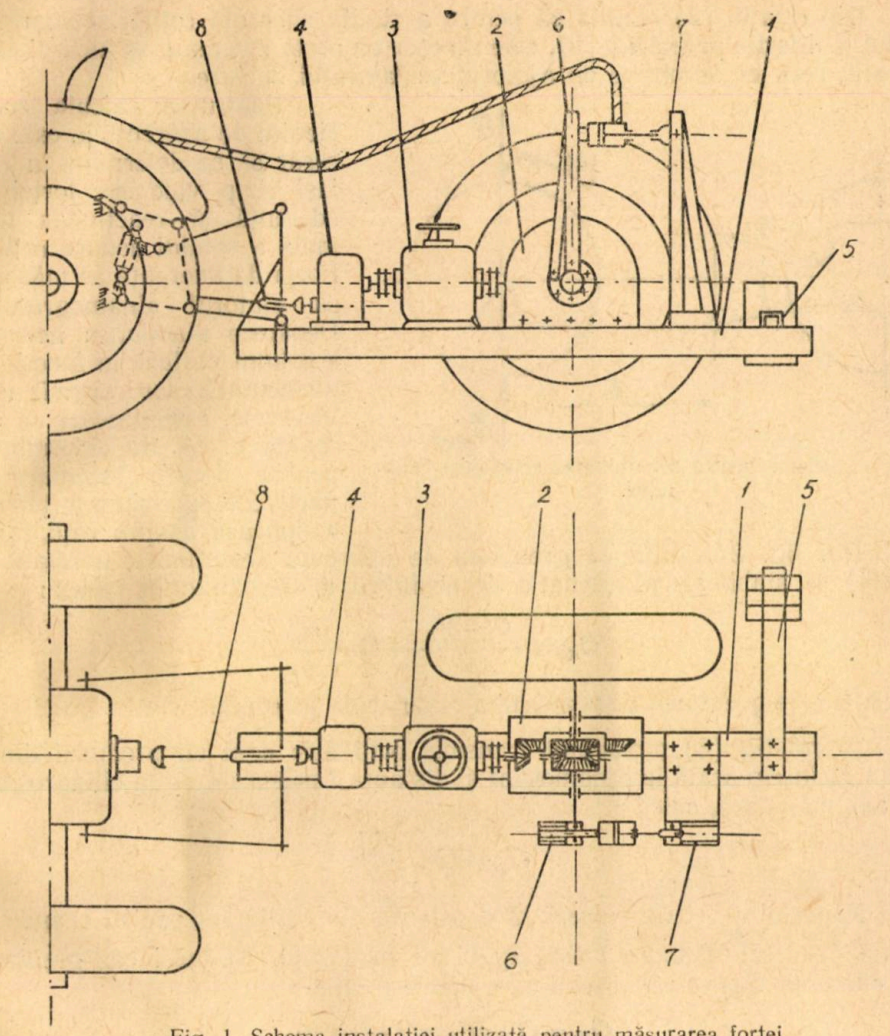


Fig. 1. Schema instalației utilizată pentru măsurarea forței de aderență

Pentru măsurarea forței de aderență la diferite patinări, este necesar ca roata încercată să aibă o turație mai mare față de turația roților motoare ale tractorului, adică :

$$n_i = \frac{100\, n_r}{100 - \delta} \qquad (2)$$

n_i — turația roții la care se măsoară forța de aderență ;
n_r — turația roților tractorului ;
δ — patinarea roții încercate.

Din relația (2) rezultă că pentru a studia aderența roților motoare cu solul la diferite patinări δ [9], este necesar ca roata încercată să aibă diferite turații, ceea ce se obține cu ajutorul variatorului de ture.

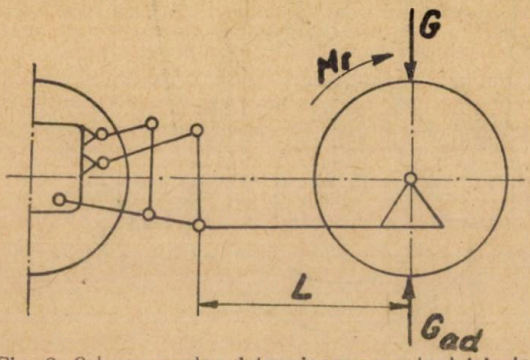


Fig. 2. Schema pentru determinarea constantei instalației.

Pentru a calcula coeficientul de aderență μ, este necesar să se determine în același timp valoarea forței de aderență și reacțiunea normală a solului asupra roților. Forța de aderență se măsoară cu ajutorul dinamografului. Deoarece reacțiunea normală a solului variază în funcție de momentul motor transmis roții încercate, este necesar ca valoarea ei să fie determinată pentru fiecare încercare în parte, corespunzător forțelor ce acționează asupra roții, fig. 2.

Din fig. 2 rezultă că greutatea de aderență (reacțiunea normală pe roată) se stabilește din ecuația de echilibru a dispozitivului, adică :

$$G_{ad} = \frac{GL + M_r}{L} = G + \frac{M_r}{L} \tag{3}$$

unde G este greutatea dispozitivului repartizată pe roată.

În relația (3) momentul transmis roții este egal cu produsul dintre forța F_a înregistrată la dinamograf și distanța l măsurată de la cilindru pînă la axa planetară, adică :

$$G_{ad} = G + \frac{F_a l}{L}$$

Raportul $\frac{l}{L} = 0{,}61$ reprezintă constanta dispozitivului pentru o anumită roată deoarece distanța l este egală cu raza roții. În acest caz greutatea de aderență G_{ad} se calculează cu ajutorul relației :

$$G_{ad} = G + cF_a = G + 0{,}61\, F_a . \tag{4}$$

Cu ajutorul relației (4) se stabilește greutatea de aderență în funcție de starea terenului.

Folosind relația (1) și (4) se stabilește expresia pentru calculul coeficientului de aderență, adică :

$$\mu = \frac{F_a}{G + cF_a} = \frac{F_a}{G + 0{,}61\, F_a} .$$

Cunoscînd construcția dispozitivului și forța înregistrată la dinamograf, se calculează valorile coeficientului de aderență μ în funcție de condițiile de lucru.

2.2. Metodica experimentală

Experiențele pentru determinarea coeficientului de aderență μ s-au efectuat pe un sol cu textură argiloasă (lăcoviște). Aceste tipuri de sol intră în categoria solurilor grele, cu o compactitate mare și cu aderență mare.

Umiditatea solului în timpul determinărilor a variat între 10—17% (în funcție de adîncime 0—20 cm) pe miriște și 16—19% pe ogor.

Coeficientul de aderență este influențat de o serie de factori și anume: starea terenului caracterizată prin coeficientul f și patinarea δ, greutatea G_{ad} repartizată pe roțile motoare ale tractorului, dimensiunile roților motoare caracterizate prin diametrul D și lățimea b a anvelopei, presiunea p din pneuri, umiditatea U a solului și viteza de deplasare V, adică:

$$\mu=\theta(f;\ \delta;\ G_{ad};\ F_a;\ D;\ b;\ p;\ U;\ V).$$

Datorită numărului mare de factori care influențează asupra valorii coeficientului de aderență, s-a luat în studiu interdependența dintre coeficientul μ și factorii cei mai importanți de care depinde aderența roților cu solul, adică:

$$\mu=\theta(f;\ G_{ad};\ F_a;\ \delta).$$

Valorile pentru ceilalți factori s-au luat pentru condițiile optime de lucru adică la efectuarea încercărilor s-au folosit roțile tractorului U-650 cu dimensiunile de 14—38″, cu o presiune $p=10^5$ N/m^2, umiditate U normală și o viteză de deplasare V corespunzătoare regimului de lucru al agregatelor.

Încercările s-au făcut pe două stări a terenului: miriște și ogor. Rezultatele obținute în urma interpretării dinamogramelor au fost reprezentate grafic pentru a stabili legătura ce există între diferiți factori care influențează asupra coeficientului de aderență μ.

Diagramele înregistrate de dinamograf s-au prelucrat folosind metoda ordonatelor echidistante și metoda punctelor maxime și minime.

După ce s-a calculat valoarea medie a parametrilor măsurați pentru fiecare diagramă s-a calculat valoarea medie patratică σ, coeficientul de variație c_v, eroarea medie e_m și indicele de precizie a încercărilor i_p. Valorile calculate s-au încadrat în limitele admise de metodica experimentală.

2.3. Prelucrarea datelor experimentale

Rezultatele prelucrării mărimilor experimentale s-au reprezentat grafic prin puncte care sînt distribuite după o linie dreaptă sau după o serie de curbe. In fig. 3 sînt reprezentate dreptele de variație ale coeficientului de aderență μ, în funcție de variația greutății repartizate pe roată (greutatea statică de aderență G_{as}) pentru patinarea de 8—9% (linia 1) și 23—24% (linia 2) — în cazul deplasării pe miriște. In timpul încercărilor s-a menținut constant momentul motor M_r transmis roții și s-a modificat greutatea repartizată pe roată prin adăugarea greutăților adiționale.

Analizînd dreptele de variație $\mu=\theta(G_{as})$ se constată că valoarea coeficientului de aderență μ nu este influențată de greutatea statică de aderență.

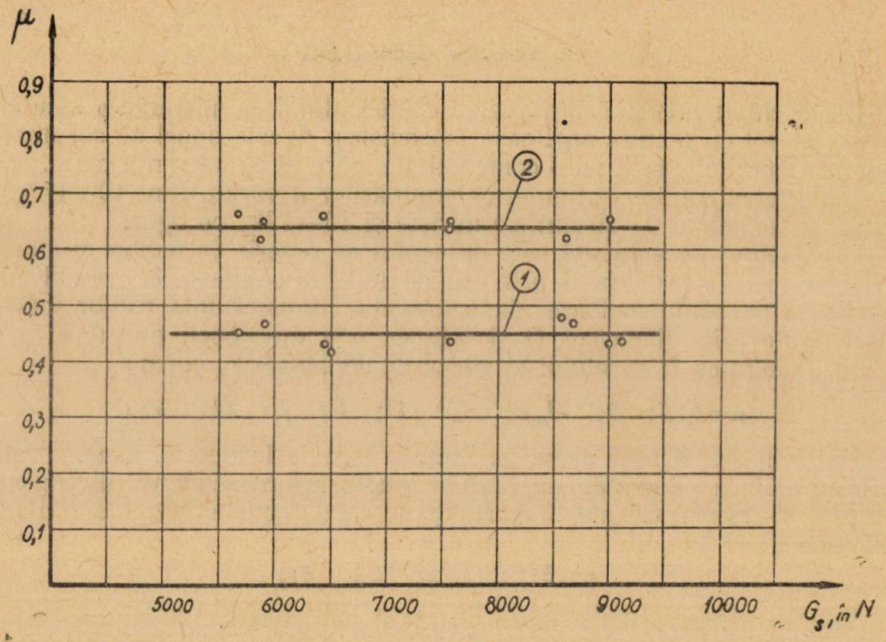


Fig. 3. Variația coeficientului de aderență μ în funcție de greutatea statică de aderență.

In fig. 4 sînt reprezentate curbele de variație a coeficientului de aderență μ și a patinării δ, în funcție de greutatea dinamică de aderență G_{ad} în cazul deplasării pe mirişte.

Din fig. 4 rezultă că valoarea coeficientului de aderență μ se mărește odată cu creșterea greutății de aderență. Pentru a stabili dependența dintre coeficientul de aderență și greutatea de aderență, s-au determinat prin metoda celor mai mici patrate valorile coeficienților funcției pentru curba din fig. 4, adică :

$$\mu = -1{,}337 + 0{,}337 \cdot 10^{-2}\, G_{ad} - 0{,}127 \cdot 10^{-5}\, G_{ad}^2 \qquad (5)$$

Coeficientul de aderență μ variază în funcție de G_{ad} după o curbă de gradul doi, datorită faptului că o dată cu mărirea greutății de aderență, crește conform relației (1) și forța de aderență F_a care însă contribuie la deformarea și dislocarea particulelor de sol ceea ce duce la o variație neliniară a funcției $\mu = f(G_{ad})$.

In fig. 5 sînt reprezentate curbele de variație ale coeficientului de aderență μ și a patinării δ în funcție de forța de aderență F_a în cazul deplasării pe mirişte.

Pentru a stabili dependența dintre forța de aderență F_a și coeficientul de aderență μ, s-a determinat prin metoda celor mai mici patrate, valorile coeficienților funcției pentru curba din fig. 5, adică :

$$F_a = (-417 + 1\,630\,\mu)g, \text{ în N.} \qquad (6)$$

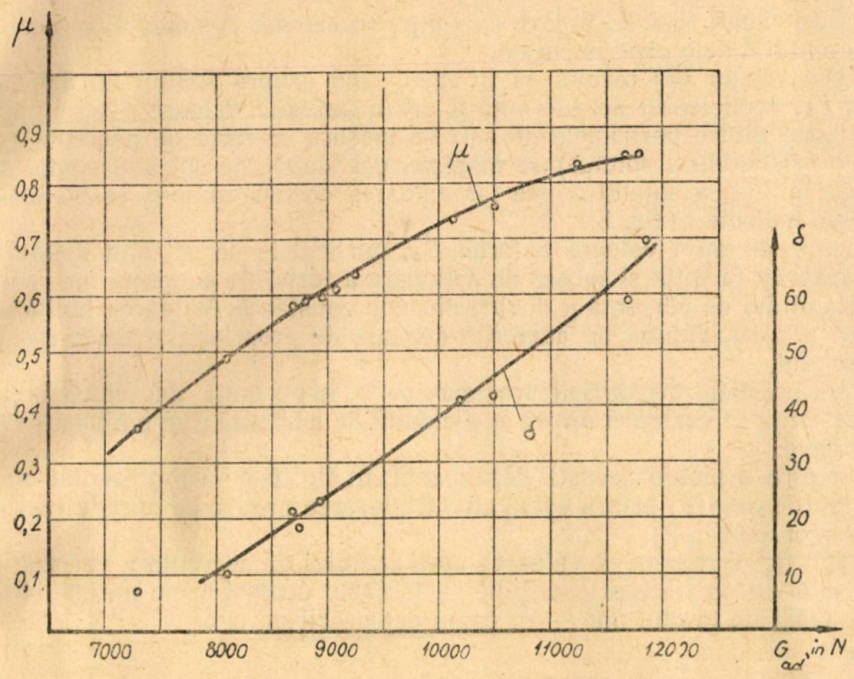


Fig. 4. Variația coeficientului μ și a patinării δ în funcție de greutatea dinamică de aderență.

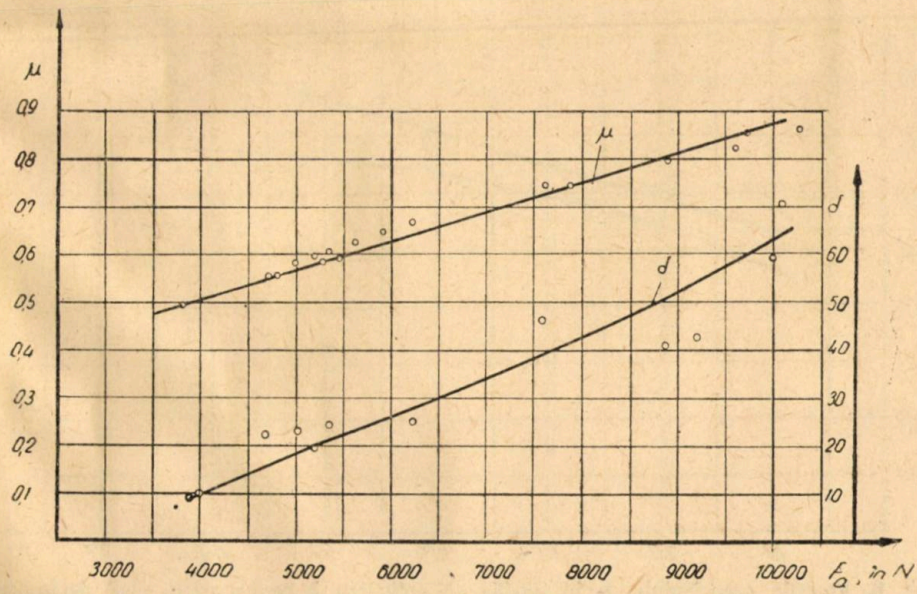


Fig. 5. Variația coeficientului μ și a patinării δ în funcție de forța de aderență.

Coeficienţii funcţiei liniare $F_a = \theta(\mu)$ corespund domeniului în care s-au reprezentat datele experimentale.

Din relaţia (6) rezultă că în cazul cînd asupra solului nu acţionează forţa F_a, coeficientul de aderenţă μ are o anumită valoare determinată de adeziunea dintre particulele de sol. Pe măsură ce forţa de aderenţă (reacţiunea orizontală a solului) se măreşte, particulele de sol sînt comprimate, compactibilitatea solului creşte iar valoarea coeficientului μ se modifică în limitele indicate în fig. 5.

La o anumită valoare a forţei F_a, particulele de sol sînt dislocate şi deplasate în direcţia şi sensul de acţionare a forţei de aderenţă iar valoarea coeficientului de aderenţă μ devine din nou constantă. Valoarea limită superioară a coeficientului de aderenţă depinde de proprietăţile fizico-mecanice ale solului.

In practica exploatării tractoarelor o importanţă deosebită prezintă cunoaşterea dependenţei dintre coeficientul de aderenţă μ şi patinarea roţilor motoare δ.

Pentru a stabili această dependenţă, în fig. 6 s-au reprezentat curbele de variaţie $\mu = \theta(\delta)$ pentru cazul cînd deplasarea are loc pe mirişte (curba *1*) şi pe ogor (curba *2*).

Din fig. 6 rezultă că valoarea coeficientului de aderenţă μ variază după o dreaptă ce nu trece prin origine — în cazul deplasării pe mirişte şi după o parabolă de gradul doi — în cazul deplasării pe ogor.

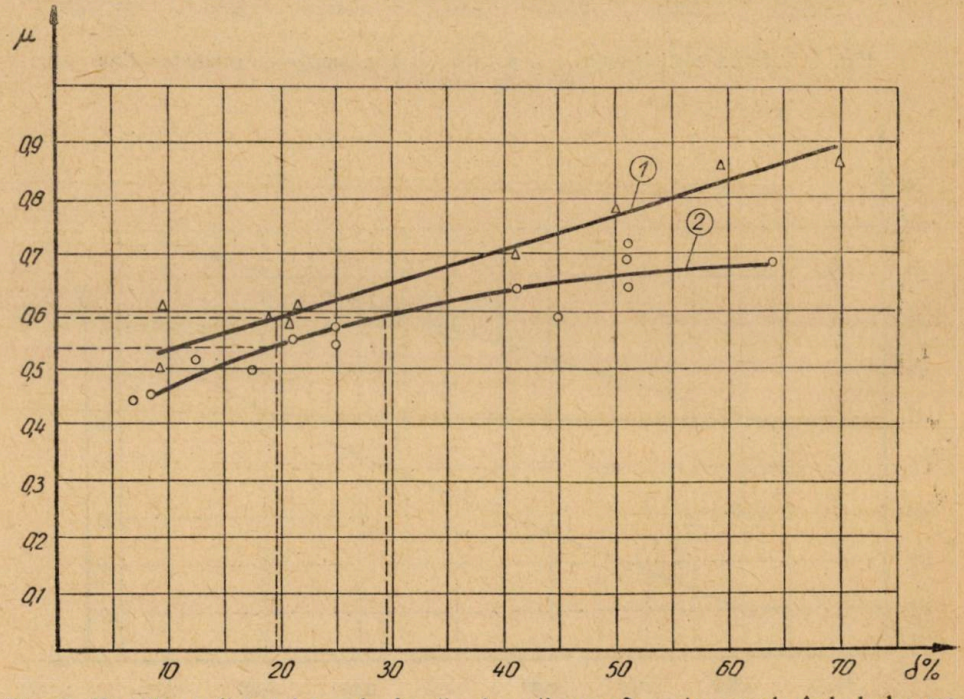


Fig. 6. Variaţia coeficientului μ în funcţie de patinarea δ pentru cazul cînd deplasarea are loc pe mirişte (curba *1*) şi pe ogor (curba *2*).

Dependența dintre coeficientul de aderență μ și patinarea roților motoare δ pentru cazul cînd deplasarea are loc pe miriște se exprimă cu ajutorul relației :

$$\mu = 0{,}428 + 0{,}689 \cdot 10^{-2}\delta \qquad (7)$$

In cazul cînd deplasarea are loc pe ogor, corelația dintre coeficientul de aderență μ și patinarea roților δ se exprimă cu ajutorul relației :

$$\mu = 0{,}404 + 0{,}742 \cdot 10^{-2}\delta - 0{,}467 \cdot 10^{-4}\delta^2 \qquad (9)$$

Din relația (7) și (8) rezultă că în cazul pneurilor de 14—38 montate pe tractorul U-650, valoarea coeficientului μ este constantă numai în cazul cînd patinarea este egală cu zero.

O dată cu apariția patinării ca urmare a deformării solului, coeficientul μ își modifică valoarea în limitele indicate în fig. 6. Valoarea maximă a coeficientului de aderență μ corespunde situației cînd patinarea δ este de 100%, adică în situația cînd particulele de sol sînt comprimate și dislocate în direcția și sensul de acționare a forței de aderență.

Din relația (7) și (8) rezultă că în cazul deplasării pe miriște, funcția este liniară iar în cazul deplasării pe ogor funcția este o parabolă de gradul doi. Existența funcției liniare între parametrii analizați s-a verificat prin coeficientul de corelație liniară c_l care a satisfăcut condiția $c_l > 0{,}7$ iar funcțiile ce reprezintă curbe de diferite ordine s-au verificat prin coeficientul de regresie care s-a încadrat în limitele admise de la zero la unu.

Analizînd diagramele înregistrate cu ocazia efectuării experiențelor, se constată că valoarea coeficientului de aderență este mai mare pe miriște decît pe ogor. Explicația constă în faptul că pe miriște patinarea are loc în primul rînd datorită frecării nervurilor pneurilor cu solul, după care urmează comprimarea și dislocarea particulelor de sol. Cu cît forța de aderență este mai mare, cu atît crește forța de rezistență la comprimare și dislocare a particulelor de sol.

In cazul deplasării pe ogor, la început are loc comprimarea particulelor de sol în direcția acțiunii forței de aderență. In urma acestei comprimări stratul de sol devine tasat, forța de rezistență la comprimare devine mai mare iar forța de aderență crește.

Avînd în vedere cele arătate, rezultă că valoarea coeficientului μ este mai mare pe miriște decît pe ogor iar la aceeași valoare a coeficientului de aderență patinarea este mai mare pe ogor decît pe miriște.

Cunoscînd corelația dintre coeficientul de aderență μ și patinarea δ, prin înlocuirea în relația (1) a coeficientului de aderență dat de relațiile (7) și (8), se obțin relațiile pentru calculul forței de aderență pentru :

— deplasarea pe miriște,

$$F_a = (0{,}428 + 0{,}689 \cdot 10^{-2}\delta)\, G_{ad} g, \text{ în N}$$

— deplasarea pe ogor,

$$F_a = (0{,}404 + 0{,}742 \cdot 10^{-2}\delta - 0{,}467 \cdot 10^{-4}\delta^2) G_{ad} g, \text{ în N} \qquad (10)$$

Relaţiile (9) şi (10) au aplicaţie la calculul forţei de tracţiune a tractorului. Astfel dacă în relaţiile (9) şi (10) forţa de aderenţă F_a se înlocuieşte prin forţa de tracţiune F_t şi forţa de rezistenţă F_r, la deplasarea în gol a tractorului, se obţine ;

— în cazul deplasării pe mirişte :

$$F_t = G[\lambda(0{,}428 + 0{,}689 \cdot 10^{-2}\delta) - f]g, \text{ în N} \qquad (11)$$

— în cazul deplasării pe ogor,

$$F_t = G[\lambda(0{,}404 + 0{,}742 \cdot 10^{-2}\,\delta - 0{,}467 \cdot 10^{-4}\delta^2) - f]g, \text{ în N} \qquad (12)$$

unde :

f este coeficientul rezistenţei la rostogolirea roţii ;
λ — raportul dintre greutatea de aderenţă şi greutatea tractorului.

In fig. 7 sînt reprezentate curbele de variaţie ale forţei de tracţiune F_t în funcţie de patinarea δ, în cazul deplasării tractorului U-651 pe ogor (curba *1*) şi pe mirişte (curba *2*), folosind relaţiile (11) şi (12). Prin puncte (pentru

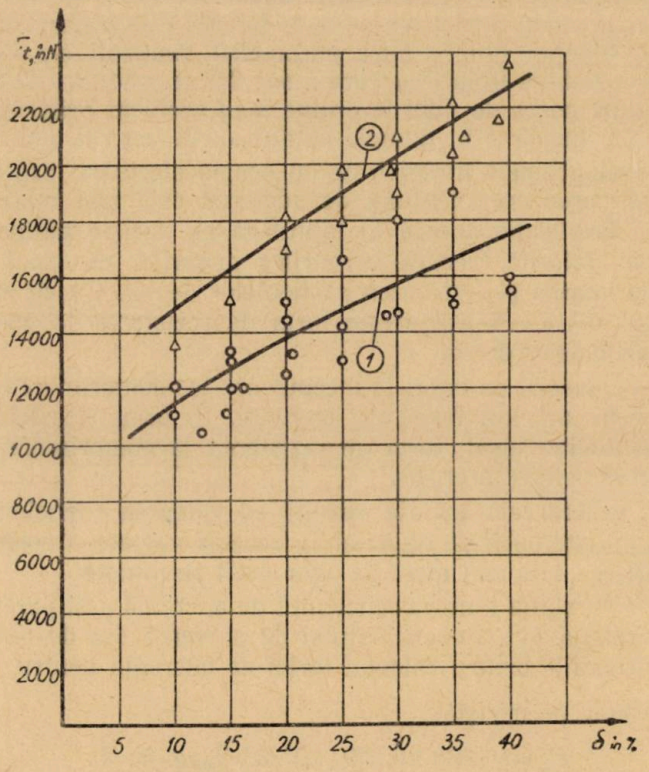


Fig. 7. Variaţia forţei de tracţiune F_t a tractorului U-651 în funcţie de δ pentru cazul cînd deplasarea are loc pe mirişte (curba *2*) şi pe ogor (curba *1*).

ogor) și triunghiuri (pentru miriște) s-au reprezentat datele experimentale obținute cu ocazia ridicării caracteristicilor de tracțiune pe diferite categorii de sol [7].

Analizînd curbele (*1*) și (*2*) trasate pe cale analitică se constată că ele se încadrează între valorile obținute experimental. Rezultă că relațiile stabilite sînt verificate de datele experimentale.

Folosirea relațiilor stabilite prezintă avantajul că forța de tracțiune se poate calcula în funcție de patinarea δ care se măsoară mult mai ușor decît valoarea coeficientului de aderență.

In calculele de proiectare și exploatarea agregatelor, de multe ori trebuie să se determine forța de tracțiune fără să se cunoască patinarea roților motoare. În acest caz patinarea δ se calculează cu ajutorul relației [7]:

$$\delta = \frac{F_t^2}{c_\delta \lambda G}.$$

3. CONCLUZII

Cercetările efectuate asupra aderenței cu solul, a roților motoare ale tractorului U-650, au condus la următoarele concluzii:

1. Metodele de măsurare a forței de aderență prezentate în literatura de specialitate, sînt relativ complicate și destul de imprecise. Instalația realizată și încercată elimină integral dezavantajele prezentate;

2. Coeficientul de aderență μ are o valoare constantă pentru aceeași valoare δ și diferite greutăți statice de aderență. Coeficientul μ variază după o curbă de gradul doi, în funcție de greutatea dinamică de aderență;

3. Dependența $\mu = \theta(\delta)$ este o funcție liniară pentru cazul cînd deplasarea are loc pe miriște iar în cazul deplasării pe ogor, funcția este parabolică de gradul doi.

4. Cunoscînd funcția $\mu = \theta(\delta)$ se stabilesc relații pentru calculul forței maxime de tracțiune a tractorului pe roți cu pneuri. Rezultatele obținute pe cale analitică sînt confirmate de datele experimentale.

BIBLIOGRAFIE

1. Kuzmenco V. A., Ustanovka dlea izucenia teagovi-stepnîh cacestv colios. Voprosî zemledelicescoi mehaniki, Minsk 1960.
2. Kirtbaia I. K., *Osnovî teorii ispolizovania maşin v seliscomhoziaistve*, Maşghiz, Kiev, 1957.
3. Kukta G. M., Ispîtania seliscohozeaistvenîh maşin. Izdatelistvo maşinostroienie, Moskva, 1964.
4. Nițescu G., Contribuții la studiul aderenței tractorului pe șenile cu solul. Lucrări științifice, vol. II, Editura Tehnică, București, 1957.
5. Polcanov I. P., *Teoria i rasciot seliscohozeistvenîh agregatov*. Maşghiz, Moscva, 1958.
6. Podlih E. G., Isledovanie coefițientov sțeplenia avtomobilinoi șinî s pocrîtiem, Moskovskii Avtomobilino dorojnîi institut. — MADI, Avtotransisdat, Moskva, 1963.

7. Şandru A. şi colab., Contribuţii la studiul randamentului tractoarelor pe roţi cu pneuri. Revista „Mecanizarea şi electrificarea agriculturii" nr. 1, din 1966.
8. Şandru A., *Folosirea raţională a parcului de maşini agricole şi tractoare*, Editura Agro-Silvică, 1964.
9. Şandru A. şi colab., *Exploatarea parcului de maşini şi tractoare*, Editura Agro-Silvică, Bucureşti, 1963.
10. Vedeneapin şi col., *Expluatatia maşino-tractornogo parca*, ISLSP, Moskva, 1963.

К ИЗУЧЕНИЮ СЦЕПЛЕНИЯ ДВИЖУЩИХ КОЛЕС ТРАКТОРА В РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЯХ ПЕРЕДВИЖЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В статье предлагается новый метод определения сцепления движущих колес трактора. Метод позволяет изучение сцепления в зависимости от скольжения и движущего момента передаваемого колесам.

Используя опытные данные установлена количественная зависимость между коэффициентом сцепления μ, сцепным весом G_{ad}, силой сцепления F_a и буксованием δ движущих колес.

Зависимость $\mu=\theta(\delta)$ дает возможность определить силу тяги трактора при передвижении по паханном полю и по жнивью. Полученные соотношения были проверены экспериментально.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE L'ADHÉRENCE DES ROUES MOTRICES DU TRACTEUR DANS DIVERSES CONDITIONS DE DÉPLACEMENT

(RÉSUMÉ)

On y présente une nouvelle méthode de détermination de l'adhérence des roues motrices du tracteur. La méthode utilisée permet l'étude de l'adhérence en fonction du patinage et du moment moteur transmis aux roues.

En utilisant les données experimentales, on a établi la dépendance quantitative entre le coeficient d'adhérence μ, le poids adhérent G_{ad}, la force d'adhérence F_a et le patinage des roues mortices.

La fonction $\mu=\theta(\delta)$ permet la détermination de l'effort de traction du tracteur pour déplacement sur des terres labourées ou sur des éteules.

Les relations établies sont vérifiées par les données expérimentales.

CONTRIBUȚII LA CALCULUL VALORILOR REALE ALE PARAMETRILOR DE TRACȚIUNE AI TRACTOARELOR UNIVERSAL-650 (651) *)

DE

C. ȘTEFAN, ȘT. ANGHEL, L. MADARAȘ

1. INTRODUCERE

Tendința de creștere a productivității agregatelor agricole prin folosirea tractoarelor cu viteze de deplasare mărite și la o gamă cît mai largă de lucrări, a dus la introducerea în agricultură a unor tractoare suple, cu greutate mică și echipate cu motoare de putere mărită.

Din această categorie fac parte și tractoarele „Universal-650 (651)".

S-a constatat că reducerea greutății acestor tractoare a dus la imposibilitatea folosirii întregii capacități de lucru a motorului pentru lucrările de tracțiune din cauza aderenței insuficiente dintre pneuri și sol.

Pentru calculul valorilor reale ale parametrilor de tracțiune ale acestor tractoare este necesar ca relațiile folosite să țină seama de particularitățile specifice ce apar în timpul folosirii lor la tracțiune.

2. CONSIDERAȚII TEORETICE

In cazul cînd condiția de aderență cu solul a organelor de deplasare ale tractorului este satisfăcută, puterea de tracțiune maximă corespunde valorii maxime a puterii efective a motorului, iar legătura dintre cele două puteri se exprimă cu ajutorul relației :

$$P_t^{max} = \frac{P_e^{max} \cdot \eta_m}{G_{ad}} \cdot \frac{F_t \cdot G_{ad} - a \cdot F_t^2}{F_t + f \cdot G}, \quad \text{în CP} \qquad (1)$$

*) Lucrarea a fost prezentată la sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice din I.P.T. din 18—20 martie 1966.

unde :

P_t^{max} este puterea de tracţiune a tractorului maximă, în CP ;

P_e^{max} — puterea efectivă maximă a motorului, în CP ;

η_m — randamentul mecanic al transmisiei ;

G — greutatea tractorului, în kgf ;

G_{ad} — greutatea de aderenţă a tractorului, în kgf ;

F_t — forţa de tracţiune a tractorului, în kgf ;

f — coeficientul de rezistenţă la rostogolire ;

a — coeficient care depinde de starea terenului pe care se deplasează tractorul.

Curba potenţială care este înfăşurătoarea puterilor maxime de tracţiune — are un maxim pentru acea valoare a forţei de tracţiune, care face ca prima derivată a acestei funcţii să fie egală cu zero, adică :

$$\frac{dP_t^{max}}{dF_t} = \frac{P_e^{max} \cdot \eta_m}{G_{ad}(F_t + fG)^2} \cdot (-aF_t^2 - 2aF_t \cdot f \cdot G + f \cdot G_{ad}) = 0$$

de unde :

$$aF_t^2 + 2a \cdot f \cdot F_t G - fG_{ad} = 0 \qquad (2)$$

In urma rezolvării ecuaţiei (2) se obţine relaţia cu ajutorul căreia se calculează forţa de tracţiune care corespunde puterii de tracţiune maxime :

$$F_t = f \cdot G\left(\sqrt{1 + \frac{G_{ad}}{a \cdot f \cdot G}} - 1\right), \text{ în kgf.}$$

Aplicînd această relaţie pentru tractorul U-650 echipat cu greutăţi suplimentare în cazul cînd se deplasează pe mirişte rezultă $F_t = 1\,800$ kgf, valoare care în condiţii reale de lucru se realizează la o patinare foarte mare, de 50%. Valoarea maximă admisă a patinării la deplasarea pe mirişte este de 20% căreia îi corespunde o forţă de tracţiune $F_t = 1\,280$ kgf.

La deplasarea tractorului pe ogor, situaţia este şi mai dezavantajoasă. Rezultă că din cauza aderenţei insuficiente, tractorul nu poate folosi pentru tracţiune întreaga putere disponibilă a motorului.

In acest caz stabilirea pe cale teoretică a valorilor reale ale parametrilor de tracţiune ai tractoarelor U-650 (651), folosind relaţiile clasice existente în literatură, conduc la rezultate necorespunzătoare. De aceea ele nu pot fi folosite în cazul tractoarelor pe roţi cu pneuri, păstrîndu-şi valabilitatea numai pentru tractoarele pe şenile la care condiţia de aderenţă cu solul este satisfăcută.

3. PRELUCRAREA REZULTATELOR EXPERIMENTALE

In scopul de a stabili adevărata lege de variaţie a patinării în funcţie de încărcarea tractorului, s-au făcut experimentări pe diferite stări ale terenului şi diferite moduri de echipare a tractoarelor.

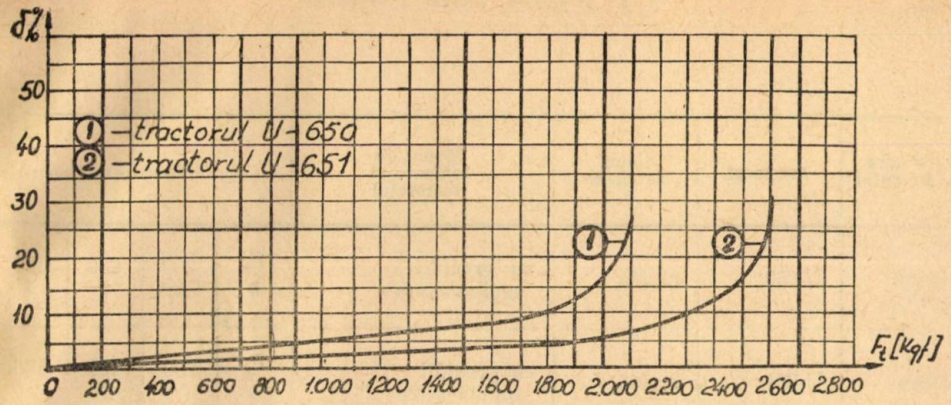


Fig. 1. Variația patinării în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe beton, cînd tractorul este echipat cu greutăți suplimentare.

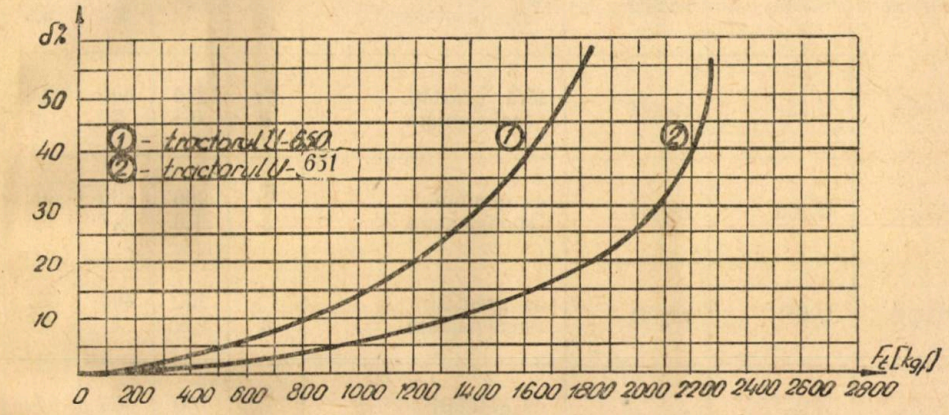


Fig. 2. Variația patinării în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe miriște, cînd tractorul nu este echipat cu greutăți suplimentare.

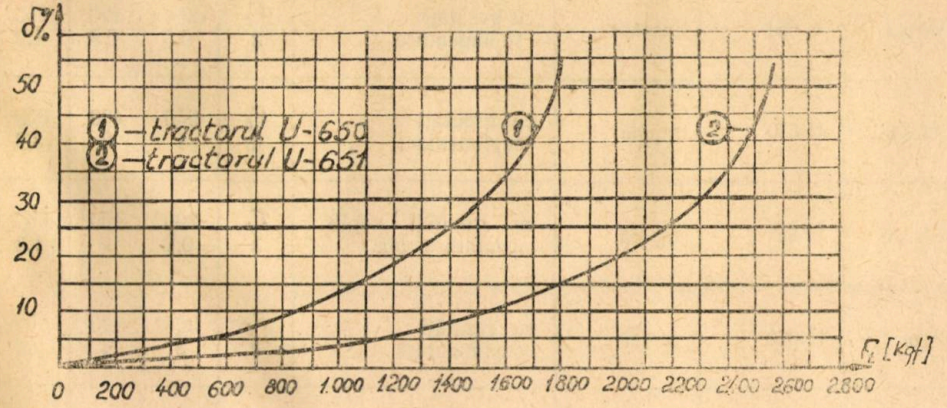


Fig. 3. Variația patinării în funcție de forța de tracțiune de deplasare pe miriște, în gama rapidă, cînd tractorul este echipat cu greutăți suplimentare.

Natura terenului	Tractorul	Gama de viteze	Modul de echipare al tractorului	Valori experimentale			
Beton	U-650	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	0,999	2	3
Beton	U-651	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	0,8	1	1,6
Miriştе	U-650	rapidă	fără greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	1	2,9	5,5
Miriştе	U-651	rapidă	fără greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	0,8	2	3
Miriştе	U-650	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	1,8	3,7	6,3
Miriştе	U-651	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	0,35	1	1,8
Miriştе	U-650	înceată	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	1,2	2,5	4,8
Miriştе	U-651	înceată	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	0,8	0,9	1,2
Miriştе	U-650	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	1	2	3,2
Miriştе	U-651	rapidă	cu greutăţi suplimentare şi apă	F_t	200	400	600
				δ	0,2	1	1,8
Ogor	U-650	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	2	4	6,8
Ogor	U-651	rapidă	cu greutăţi suplimentare	F_t	200	400	600
				δ	1,2	2,7	4,1

Tabelul 1

pentru forța de tracțiune F_t, în kgf și patinarea δ, în %

800 4	1 000 5,1	1 200 6,2	1 400 7,25	1 600 8	1 800 10	1 920 12	1 960 15	2 040 20	2 080 20	— —	— —	— —
800 2	1 000 1,4	1 200 3	1 400 3,3	1 600 4	1 800 4,5	2 000 5,4	2 100 6	2 200 7,5	2 300 9,2	2 400 12	2 540 20	2 580 30
800 9,8	1 000 14,3	1 200 20,8	1 400 29	1 500 34	1 600 40	1 680 44	1 700 45	1 780 50	1 800 54	— —	— —	— —
800 4,2	1 000 6	1 200 8	1 400 10,8	1 520 12,2	1 600 14	1 800 18,1	2 000 25,5	2 200 40	2 250 50	— —	— —	— —
800 9,2	1 000 13,5	1 200 17,8	1 400 24	1 600 34	1 640 37	1 680 40	1 700 41	1 740 44,8	1 780 50	— —	— —	— —
800 2,7	1 000 4	1 200 5,3	1,400 7,9	1 600 10,3	1 800 14,2	2 000 20	2 100 22,8	2 200 26	2 400 36,2	2 460 40	2 500 45	2 520 50
800 7,1	1 000 14	1 200 15	1 300 18	1 400 21,2	1 500 25	1 600 29,3	1 700 35	1 800 42	1 860 49	— —	— —	— —
800 2,1	1 000 4	1 200 6	1 400 9,4	1 600 13,8	1 700 16,2	1 800 20	1 900 24	2 000 28	2 100 33	2 200 40	2 400 60	— —
800 5,5	1 000 8	1 200 12,8	1 400 16,8	1 600 24	1 700 27,5	1 800 32,5	1 900 38,2	2 000 47	2 500 60	— —	— —	— —
800 3	1 000 5	1 200 7,5	1 400 10,5	1 600 15,2	1 700 18,3	1 800 22	1 900 25,3	2 000 29	2 200 28,3	2 400 50	— —	— —
800 10	1 000 14	1 200 20	1 400 27	1 600 35	1 700 40	1 800 46	1 860 50	1 960 56	1 980 60	— —	— —	— —
800 6,2	1 000 8,8	1 200 12	1 400 16	1 500 18,2	1 600 21	1 800 28	2 000 37	2 100 40,1	2 200 47,8	2 280 60	— —	— —

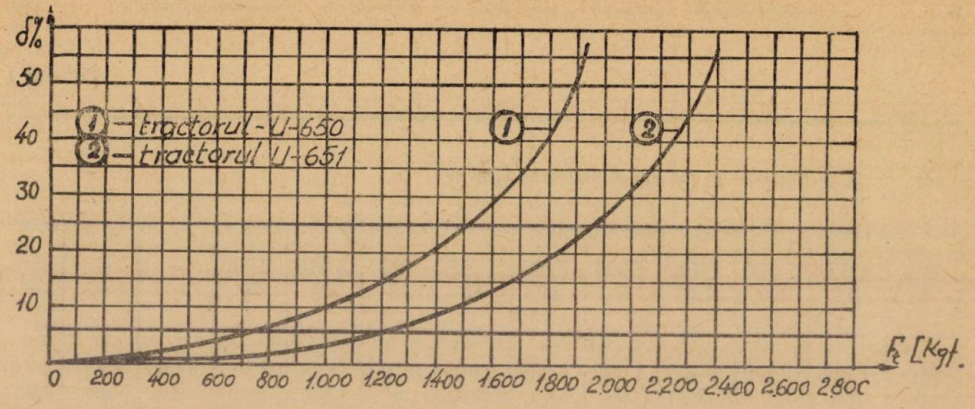


Fig. 4. Variația patinării în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe miriște, în gama înceată, cînd tractorul este echipat cu greutăți suplimentare.

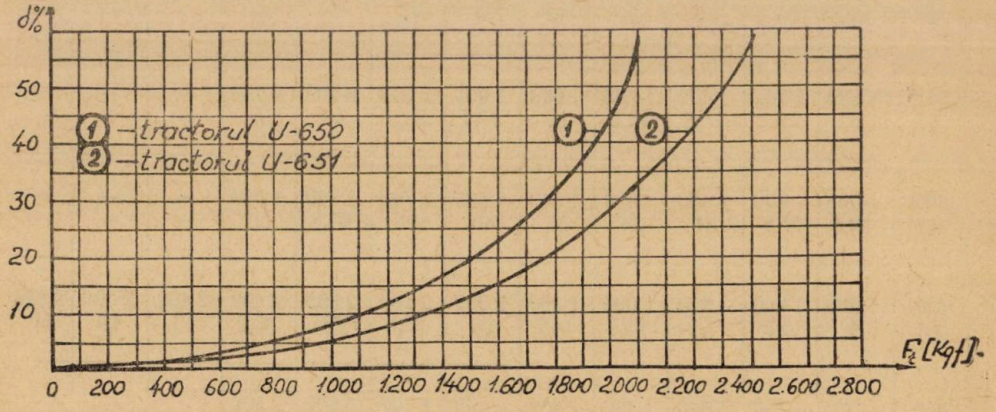


Fig. 5. Variația patinării în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe miriște, cînd tractorul este echipat cu greutăți suplimentare și apă.

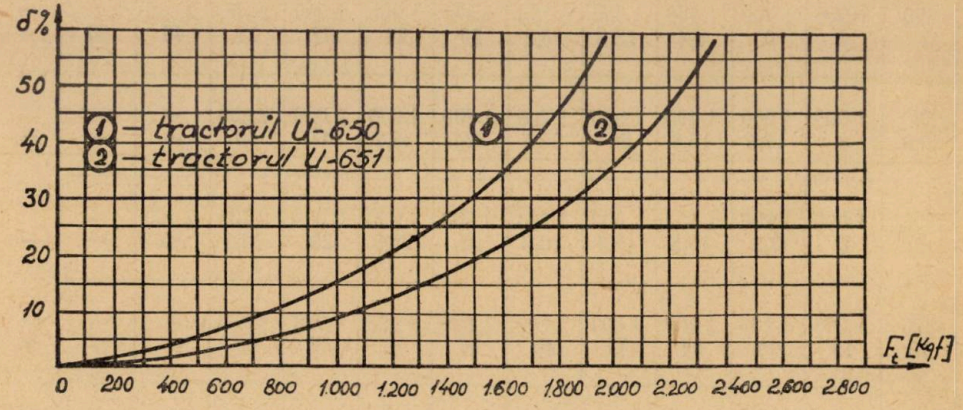


Fig. 6. Variația patinării în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe ogor, cînd tractorul este echipat cu greutăți suplimentare.

Determinările au fost efectuate cu tractoarele fără greutăți suplimentare, cu greutăți suplimentare și cu greutăți și apă în pneuri *).

Valorile experimentale pentru forța de tracțiune F_t și patinarea δ, pentru diferite stări ale terenului și diferite moduri de echipare a tractoarelor, sînt centralizate în tabelul 1 și reprezentate grafic în figurile nr. 1, 2, 3, 4, 5 și 6.

In timpul încercărilor barele de tracțiune au fost fixate la tractor în punctul situat la înălțimea $h_t = 640$ mm.

Incercările pe miriște au fost efectuate pe un sol greu cu umiditatea de 7%—15% la adîncimea de 5—10 cm, iar pe ogor, încercările au fost efectuate pe un sol mijlociu, cu umiditatea de 20—30% la adîncimea de 5—10 cm.

4. STABILIREA EXPRESIEI ANALITICE A CURBEI PATINĂRII

Forța tangențială corespunzătoare patinării maxime admisibile, reprezintă forța maximă F_{max} ce poate fi utilizată în procesul de tracțiune.

Analitic valoarea acestei forțe se stabilește cu relația :

$$F_{max} = \mu \cdot G_{ad}, \text{ în kgf.}$$

unde : μ este coeficient de aderență cu solul.

In fig. 7 sînt reprezentate forțele și reacțiunile care acționează asupra tractorului în cazul general de deplasare.

Valoarea greutății de aderență este influențată de modul cum se face repartizarea greutății tractorului pe roțile motoare, de valoarea forței de

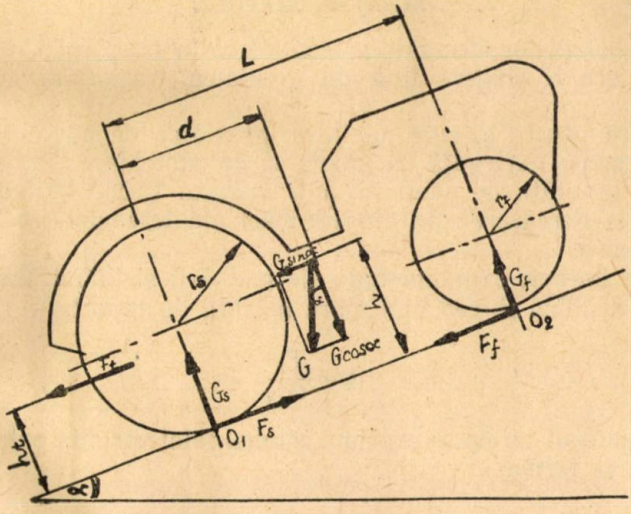


Fig. 7. Forțele și reacțiunile care acționează asupra tactorului în cazul general de deplasare.

*) Valorile pentru varianta cu greutăți suplimentare și apă în pneuri sînt luate de la S.I.M.A. București.

rezistenţă a maşinii agricole din agregat, de înălţimea faţă de sol a punctului de cuplare, de natura şi relieful pe care se deplasează tractorul.

Deoarece în timpul lucrului înclinarea barelor de tracţiune faţă de suprafaţa terenului este foarte mică se consideră că forţa de tracţiune acţionează după direcţia paralelă cu suprafaţa solului.

In acest caz, relaţia cu ajutorul căreia se exprimă valoarea greutăţii de aderenţă pentru tractorul cu două roţi motoare, este :

$$G_{ad}=\frac{G(L-d)+F_t\cdot h_t+M_f}{L}, \quad \text{în kgf} \tag{3}$$

unde :

$M_f=f\cdot r_s\cdot G\cos\alpha$— reprezintă momentul rezistent la autodeplasarea tractorului.

Pentru tractorul U-651, greutatea de aderenţă rezultă din însumarea greutăţilor de aderenţă corespunzătoare roţilor din spate G_s şi roţilor din faţă G_f.

Greutatea de aderenţă corespunzătoare roţilor din spate G_s, se calculează cu relaţia (3) iar greutatea de aderenţă aferentă roţilor din faţă G_f, se calculează cu ajutorul relaţiei (4):

$$G_f=\frac{G\cos\alpha\cdot d-G\sin\alpha\cdot h-F_t\cdot h_t-M'_f}{L}, \quad \text{în kgf} \tag{4}$$

unde :

$$M'_f=f\cdot r_f\cdot G\cdot\cos\alpha.$$

In urma calculelor efectuate a rezultat că la tractorul U-651, greutatea de aderenţă are o abatere faţă de greutatea tractorului cuprinsă între 2‰—2%.

Rezultă că pentru calcule analitice, greutatea de aderenţă a tractorului U-651 se poate lua egală cu greutatea de exploatare.

Variaţia greutăţii de aderenţă a tractorului U-650 în funcţie de forţa de tracţiune la deplasarea pe diferite stări ale terenului, se reprezintă în figurile nr. 8 şi 9.

Analizînd curbele experimentale ale patinării şi ţinînd seama de faptul că patinarea depinde în cea mai mare măsură de raportul :

$$\varphi=\frac{F_t}{G_{ad}},$$

expresia cu ajutorul căreia se exprimă cel mai fidel variaţia patinării — δ —, este o funcţie de forma :

$$\delta=\frac{a\cdot\varphi}{1-b\cdot\varphi^3}\cdot 100, \quad \text{în \%} \tag{5}$$

unde a şi b — coeficienţi care ţin seama de condiţiile de lucru.

φ — coeficient dinamic de aderenţă.

Valorile coeficienţilor a şi b precum şi a raportului φ pentru care δ este pozitiv sînt indicate în tabelul 2.

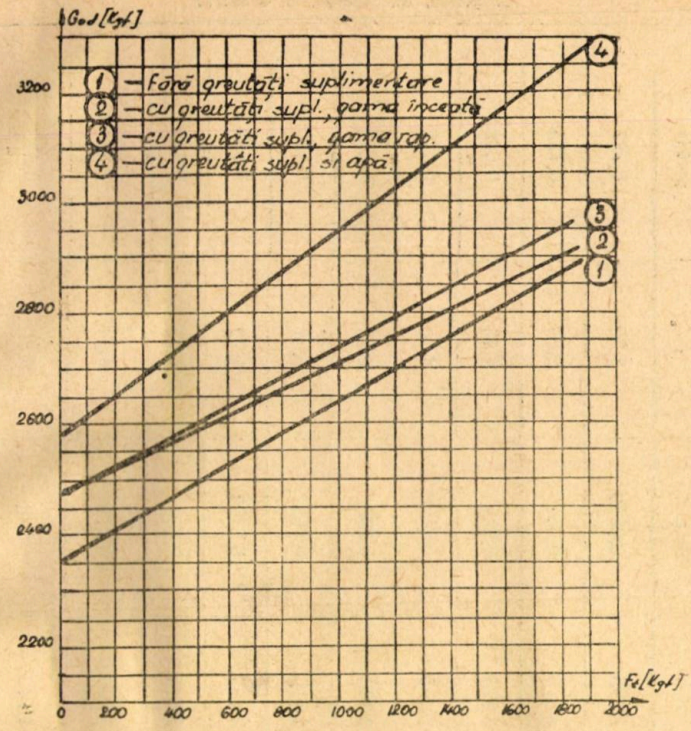


Fig. 8. Variația greutății de aderență a tractorului U-650 în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe miriște.

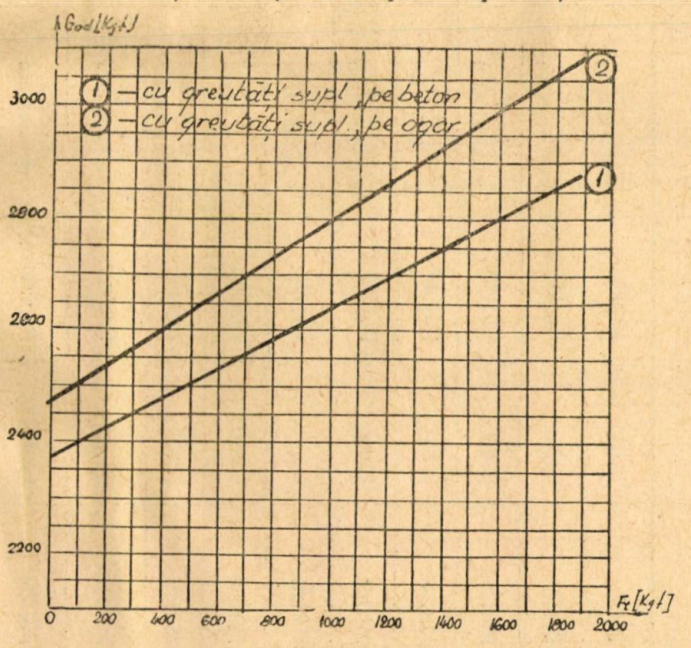


Fig. 9. Variația greutății de aderență a tractorului U-650 în funcție de forța de tracțiune la deplasarea pe beton și ogor.

Tabelul 2

Valorile coeficienților a și b precum și a raportului φ pentru care δ este pozitiv

Natura terenului	Tractorul	Gama de viteze	Modul cum este echipat tractorul	Greutatea de exploatare	Valoarea coeficienților		Valoarea maximă a coeficientului φ pentru care δ este pozitiv
					a	b	
Beton	U-650	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 495	0,0685	2,30	0,787
Beton	U-651	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 815	0,069	2,63	0,725
Mirişte	U-650	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 375	0,280	4,45	0,608
Mirişte	U-651	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 695	0,216	4,38	0,612
Mirişte	U-650	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 495	0,250	4,35	0,614
Mirişte	U-651	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 815	0,169	3,67	0,650
Mirişte	U-650	Inceată	Cu greutăți suplimentare	3 495	0,1795	4,70	0 598
Mirişte	U-651	Inceată	Cu greutăți suplimentare	3 815	0,203	5,05	0,584
Mirişte	U-650	Rapidă	Cu greutăți suplimentare și apă	3 820	0,211	4,44	0,608
Mirişte	U-651	Rapidă	Cu greutăți suplimentare și apă	4 140	0,238	7,00	0,523
Ogor	U-650	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 495	0,335	3,82	0,640
Ogor	U-651	Rapidă	Cu greutăți suplimentare	3 815	0,330	4,16	0,620

Reprezentarea grafică a funcției exprimată cu ajutorul relației (5) se suprapune curbelor experimentale pînă la patinarea de 23% pentru deplasarea pe beton și mirișie și pînă la patinarea de 32% pentru deplasarea pe ogor.

5. METODA DE STABILIRE A VALORILOR PARAMETRILOR DE TRACȚIUNE

Pentru stabilirea valorilor reale ale parametrilor de tracțiune ai tractoarelor U-650 (651) se procedează în felul următor :

— cunoscînd valoarea forței de rezistență la tracțiune a mașinii agricole din agregat, modul cum este echipat tractorul și starea terenului, folosind graficele indicate în figurile 8 și 9, se stabilește valoarea G_{ad}; pentru tractorul U-651 $G_{ad}=G$.

— se stabilește valoarea raportului φ ;

— se calculează patinarea δ cu ajutorul relației (5) folosind valorile coeficienților a și b indicate în tabelul 2.

— se calculează viteza de lucru a tractorului cu ajutorul relației :

$$V_t=0{,}377\cdot\frac{r\cdot n}{i_T}(1-\delta),\ \text{în km/h}$$

— se stabilește valoarea puterii de tracțiune cu relația :

$$P_t=\frac{F_t\cdot V_t}{270},\ \text{în CP.}$$

Turația exactă a motorului care corespunde pentru un anumit grad de încărcare al tractorului se stabilește pe cale grafică prin intermediul dreptelor de variație a forței tangențiale.

6. CONCLUZII

— Metoda de calcul propusă, oferă posibilitatea stabilirii parametrilor de tracțiune în mod expeditiv și cu suficientă exactitate pentru calculele de exploatare ;

— Valorile randamentelor, cu ajutorul cărora se exprimă măsura în care tractorul folosește capacitatea energetică a motorului, se pot calcula mai exact ;

— Lucrarea vine în ajutorul celor ce se ocupă cu proiectarea agregatelor agricole.

BIBLIOGRAFIE

1. C.S.A., S.I.M.A., *Încercări de tractoare și mașini agricole* vol. II Redacția revistelor agricole București 1965 (pag. 21—25).
2. D. A. Ciudacov, *Osnovî teorii tractora i avtomobilia.* Moskva 1962 (pag. 22, 28, 52, 54).
3. I. I. Trepenencov, *Exploatationîe pocazateli selikohoziaistveniîh tractorov.* Moskva 1963 (pag. 113—115).

4. A. Şandru, I. Niţă, C. Ştefan, *Exploatarea parcului de maşini şi tractoare*, Editura Agro Silvică Bucureşti, 1963 (pag. 107—108).
5. V.I.N.I.T.I., Express informaţia. Tractorostoenie Nr. 5/1966 Moskva (pag. 14—20).

К ИСЧИСЛЕНИЮ РЕАЛНЫХ ЗНАЧЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ ТЯГИ У ТРАКТОРОВ «УНИВЕРСАЛ» 650(651)

(РЕЗЮМЕ)

В работе устанавливается метод исчисления параметров тяги тракторов У-650(651) в тех условиях, когда примыкание ведущих колес с почвой не обеспечивает возможности полного использования эффективной силы двигателя.

Значения параметров, установленные этим методом, соответствуют тем, которые реализуются во время процесса тяги.

BEITRAG ZUR BERECHNUNG DER PARAMETERWERTE BEI ZUGKRAFT FÜR UNIVERSALSCHLEPPER-650 (651)

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit umfasst Berechnungen über die Parameter der Zugkraft für den Universalschlepper-650 (651) bei unzureichender Adhärenz der Antriebsräder mit dem Boden, wodurch die volle Kraft des Motors nicht ausgenützt werden kann.

Die dadurch erzielten Parameterwerte, stimmen mit den im Laufe der Zugversuche ermittelten vollkommen überein.

TEZE DE DOCTORAT

susţinute la Institutul politehnic Timişoara în anul 1967

1. Ing. BĂDĂNOIU MARIA : „Cercetări experimentale în legătură cu procesul tehnologic de obţinerea siliciului foarte pur destinat producerii detectorilor de radiaţii". Conducător ştiinţific Acad. Dr. Doc. şt. Drăgulescu Coriolan, susţinută la 27 dec. 1966, Fac. de chimie.
2. Ing. MIHĂIESCU AFION : „Contribuţii la calculul distanţei şi deschiderii fisurilor la elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică". Conducător ştiinţific prof. ing. Avram Constantin, m.c. al Academiei R.S.R., susţinută la 22 ian. 1967. Fac. de construcţii.
3. Ing. OPRENDIK BERNARD : „Contribuţii la controlul industrial al caracteristicii mecanice şi al parametrilor nominali ai maşinilor de inducţie". Conducător ştiinţific prof. dr. ing. Dordea Toma, susţinută la 3 februarie 1967, la Fac. de electrotehnică.
4. Ing. JURA CORNEL : „Contribuţii la calculul dispozitivelor de spălare a filtrelor rapide cu ejectoare de mare capacitate". Susţinută la 30. iunie 1967, la Fac. de construcţii.
5. Ing. RAŢIU MIRCEA : „Reproducerea scărilor de duritate în încercările mecanice ale metalelor". Conducător ştiinţific Acad. Dr. Doc. şt. Nădăşan Ştefan, susţinută la 5 iulie 1967, la Fac. de mecanică.
6. Ing. MENESSY IULIU : „Studii asupra oxaloberilaţiilor alcalini şi utilizării lor în tehnologia beriliului". Conducător ştiinţific Acad. Dr. Doc. şt. Drăgulescu Coriolan, susţinută la 19 sept. 1967, la Fac. de chimie.

7. Ing. MURGU NICOLAE : „Contribuții la studiul acidului nalidixic". Conducător științific prof. Dr. Doc. șt. Dick Iosif, susținută la 10 oct. 1967, la Fac. de chimie.

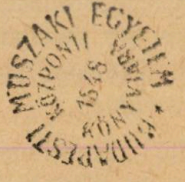
8. Ing. BERINDEAN VASILE : „Contribuții la studiul și cercetarea aprinderii amestecurilor omogene de combustibil-aer aprinse prin compresiune". Susținută la 22 sept. 1967, la Fac. de mecanică.

9. Ing. PAVELESCU DAN : „Aspecte ale evoluției uzurii în frecarea limită și semifluidă de alunecare în legătură cu caracterul statistic al fenomenului și al metodei de măsură". Conducător științific Acad. Dr. Doc. șt. Nădășan Ștefan, susținută la 28 sept. 1967, la Fac. de mecanică.

10. Ing. TRUȘCULESCU MARIN : „Studiul comportării oțelurilor aliate cu 9% Ni și 4% Co folosite la temperaturi joase", susținută la 25 oct. 1967, la Fac. de mecanică.

11. Ing. HRELESCU MIRCEA : „Cercetări asupra alierii oțelului moale în arcul electric cu elemente care să confere metalului depus rezistența la cavitație". Conducători științifici Acad. Mikloși Cornel, prof. emerit Bakonyi Coloman, susținută la 2 nov. 1967, la Fac. de mecanică.

12. Ing. TURCU IOAN : „Contribuții la pornirea cu accelerație variabilă a tramvaielor". Conducător științific prof. Dr. ing. Brașovan Mihai, susținută la 27 oct. 1967, la Fac. de electrotehnică.



Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic Timişoara	Tom. 12(26)	Fasc. 2	pag. 325—674	Timişoara	Decembrie 1967

I.P.B.T. 291

40823

Lei 10.—